

# Getrennte Parameter- und Zustandsschätzung zur Echtzeit-Fehlerdiagnose an elektro-hydraulischen Aktuatoren primärer Steuerflächen von Luftfahrzeugen

Vom Fachbereich Maschinenbau  
an der Technischen Universität Darmstadt

zur

Erlangung des Grades eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)  
genehmigte

D i s s e r t a t i o n

vorgelegt von

**Dipl.-Ing. Martin Schreiber**

aus Karthago/Tunesien

Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. W. Kubbat
Mitberichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. R. Nordmann
Tag der Einreichung:	20.01.2003
Tag der mündlichen Prüfung:	06.05.2003

Darmstadt 2003

D17



## **Erklärung**

Hiermit versichere ich an Eides statt, daß ich die vorliegende Arbeit mit Ausnahme der ausdrücklich erwähnten Hilfen selbständig durchgeführt habe.

Darmstadt, den 20.01.2003

Martin Schreiber



*„Die wirkliche Entdeckungsreise besteht nicht darin, neue  
Landschaften zu suchen, sondern sich die Welt mit neuen Augen  
anzuschauen“*

Marcel Proust



# Inhaltsverzeichnis

Nomenklatur	v
<b>1 Problemstellung</b>	<b>1</b>
1.1 Motivation . . . . .	1
1.2 Zielsetzung . . . . .	2
1.3 Aufbau der Arbeit . . . . .	3
<b>2 Fehlerdiagnose</b>	<b>5</b>
2.1 Aufgaben der Prozeßüberwachung . . . . .	6
2.2 Analytische Prozeßüberwachung . . . . .	7
<b>3 Wartungskonzept</b>	<b>9</b>
<b>4 Softwareanforderungen</b>	<b>12</b>
<b>5 Hardwareumgebung</b>	<b>13</b>
5.1 Der Flight-Control-Computer . . . . .	13
5.1.1 Zentralmodul . . . . .	15
5.1.2 Hybridstruktur . . . . .	16
5.1.3 Smartsystem . . . . .	17
<b>6 Hardwareanforderungen</b>	<b>17</b>
6.1 Bewertung . . . . .	19
<b>7 Der Aktuator</b>	<b>22</b>
7.1 Wirkprinzip . . . . .	22
7.2 Redundanzstruktur . . . . .	23
7.2.1 Der Hydrozylinder . . . . .	24

7.2.2	Das Servoventil . . . . .	25
7.2.3	Der Ventilantrieb . . . . .	26
7.3	Bypassventil . . . . .	27
<b>8</b>	<b>Aktuatorfehler</b>	<b>29</b>
8.1	Zuverlässigkeitsanalyse . . . . .	29
8.2	Einzelfehler . . . . .	32
8.2.1	elektrische Fehler des Ventiltriebs . . . . .	36
8.2.2	mechanische Fehler des Linearmotors . . . . .	38
8.2.3	mechanische Fehler des Ventilblocks . . . . .	39
8.2.4	hydraulische Fehler des Ventilblocks . . . . .	40
8.2.5	elektrische Fehler des Zylinders . . . . .	41
8.2.6	mechanische Fehler des Zylinders . . . . .	42
8.2.7	hydraulische Fehler des Zylinders . . . . .	42
8.3	Mehrfachfehler . . . . .	43
8.3.1	Operabilitätsklassen . . . . .	43
8.3.2	Common-Mode-Fehler . . . . .	45
<b>9</b>	<b>Das Systemmodell</b>	<b>46</b>
<b>10</b>	<b>Das Schätzproblem</b>	<b>52</b>
10.1	Extended-Kalman-Filter Herleitung . . . . .	54
10.2	Parameterschätzung . . . . .	59
<b>11</b>	<b>Getrennte Zustands- und Parameterschätzung</b>	<b>61</b>
<b>12</b>	<b>Stabilisierungsmaßnahmen</b>	<b>67</b>
12.1	Iteration der Filtergleichungen . . . . .	68



12.2	Iterative Minimierung der Kostenfunktion . . . . .	69
12.3	Iteration der Filter- und Prädiktionsgleichungen . . . . .	73
12.4	Zeitvariable Anpassung des Meßrauschens . . . . .	74
12.5	Zeitexponentielle Gewichtung der Filterwerte . . . . .	76
<b>13</b>	<b>Realisierung des Diagnosesystems</b>	<b>77</b>
13.1	Prozessorsystem . . . . .	77
13.2	Sensorsystem . . . . .	78
13.3	Meßwandler . . . . .	80
13.4	Diagnoseablauf . . . . .	83
13.5	Softwareentwicklung . . . . .	85
13.6	Prozeßtiming . . . . .	85
<b>14</b>	<b>Nachweis der Leistungsfähigkeit</b>	<b>88</b>
14.1	Beurteilungskriterium . . . . .	88
14.2	Alarmschwelle . . . . .	89
14.3	Modellgüte . . . . .	90
14.3.1	Stromsignal . . . . .	91
14.3.2	Ventilweg . . . . .	92
14.3.3	Zylinderweg . . . . .	93
14.3.4	Zylinderkraft . . . . .	94
14.4	Zustandsschätzung . . . . .	94
14.5	Parameterschätzung . . . . .	97
14.5.1	Elektrische Fehler des Linearmotors . . . . .	101
14.5.2	Mechanische Fehler des DDV . . . . .	102
14.5.3	Hydraulische Fehler am Gesamtaktuator . . . . .	104
14.6	Stabilisierungsmaßnahmen . . . . .	110

14.6.1	Iteration der Filtergleichungen . . . . .	110
14.6.2	Iterative Minimierung der Kostenfunktion . . . . .	111
14.6.3	Iteration der Filter- und Prädiktionsgleichungen . . . . .	111
14.6.4	Zeitvariable Anpassung des Meßrauschens . . . . .	112
14.6.5	Zeitexponentielle Gewichtung der Filterwerte . . . . .	112
14.7	Rechenzeitbedarf . . . . .	114
<b>15</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>116</b>

# Nomenklatur

## Modellgrößen

$A_K$	Hydraulisch wirksame Kolbenfläche [ $m^2$ ]
$A_{k,i}$	Steuerspaltfläche [ $m^2$ ]; Portindex $k = 1 \dots 4$ , Systemindex $i = 1, 2$
$E_{Oel}$	Elastizitätsmodul des Hydraulikfluids [ $\frac{N}{m^2}$ ]
$K$	Koeffizient; Konstante
$C1$	linearer Koeffizient
$C3$	kubischer Koeffizient
$K_{ind}$	Koeffizient der Gegen-EMK
$K_{sat}$	Nichtlinearer Koeffizient der Eisensättigung
$L_i$	Selbstinduktivität ( $i = 1 \dots 4, hh$ )
$M_{ij}$	Koppelinduktivität ( $i, j = 1 \dots 4, h$ )
$p_S$	Hydraulischer Systemdruck [ $\frac{N}{m^2}$ ]
$p_R$	Hydraulischer Rücklaufdruck [ $\frac{N}{m^2}$ ]
$p_{k,i}$	Hydraulischer Kammerdruck [ $\frac{N}{m^2}$ ]
$R_{FE}$	Ersatzwiderstand der Wirbelstromverluste
$R_i$	Innenwiderstand der Erregerspulen $L_i$ ( $i = 1 \dots 4$ )
$s0_i$	Nullüberdeckungslängen [ $m$ ] der hydraulischen Steuerspalte
$u_i$	Systemanregung, Spulenspannungen [ $V$ ] ( $i = 1 \dots 4$ )
$u_{ind}$	Koeffizient der Gegen-EMK
$x$	Zylinderweg [ $m$ ]
$y$	Ventilweg [ $m$ ]
$\alpha_D$	Durchflußkoeffizient
$\psi_i$	Magnetischer Fluß [ $Vs$ ] in dem i-ten Spulensystem ( $i = 1 \dots 4$ )
$\psi_h$	Magnetischer Hauptfluß [ $Vs$ ]
$\sigma_i$	Streuverlust der Erregerspulen $L_i$ ( $i = 1 \dots 4$ )
$\rho$	Spezifische Dichte des Hydraulikfluids [ $\frac{kg}{m^3}$ ]

## Indizes

c	„coil“; Spulenwicklung
dyn	Dynamik
ext	extern; nicht direkt vom Aktuator erzeugt
fed	Zentrierfeder
haft	Haftreibung

hydr	Hydraulik
ind	Induktion
k	Kolben des Hydrozylinders
km	Kraftmessdose
leck	Leckage
m	externe Last; Masse
mag	Magnetische Erregung
perm	Anteil des Permanentmagneten
sat	Sättigung
stroem	Stömungskräfte
v	Ventilschieber
vis	Viskose Reibung

## Filtergrößen und Symbole

$f(\underline{x}, t, \underline{u})$	Satz nichtlinearer System-Differentialgleichungen
$\underline{F}(\underline{x}, t)$	Jakobimatrix der Zustandsdifferentialgleichungen
$\underline{h}(\underline{x}, t)$	Satz nichtlinearer Meßgleichungen
$\underline{H}(\underline{x}, t)$	Jakobimatrix der Meßgleichungen
$\underline{K}(t_k)$	Kalman-Verstärkungsmatrix
$\underline{P}(t_k t_k)$	Kovarianzmatrix (gefiltert)
$\underline{P}(t_k t_{k-1})$	prädizierte Kovarianzmatrix
$\underline{x}(t_k t_k)$	geschätzter Zustand nach Filterung (auch $\hat{\underline{x}}(t_k)$ )
$\underline{x}(t_k t_{k-1})$	prädizierter Zustand vor Eintreffen einer neuen Messung
$\underline{y}(t_k)$	Meßvektor
$\hat{\underline{y}}(t_k)$	aus dem prädizierten Zustand $\underline{x}(t_k t_{k-1})$ berechneter Schätzwert für den Meßvektor (auch $\hat{\underline{y}}(t_k)$ )
$\phi(t)$	Transitionsmatrix
$\eta_i$	Iterationswert für den Zustands $\underline{x}$ zwischen den Zeitpunkten $t_k$ und $t_{k+1}$
$\xi_i$	Iterationswert für die nachträgliche Korrektur des Zustands $\underline{x}(t_{k-1} t_{k-1})$

## Abkürzungen

ACE	Aktuator-Ansteuerungselektronik (Actuator Control Electronic)
ACU	Prozessor für Aktuatorregelung (Actuator Control Unit)
BIT	Automatisierter System-Selbsttest (Built In Test)

CCDL	Kanalquerkommunikation (Cross Channel Data Link)
CMM	Wartungshandbuch (Component Maintenance Manual)
CPU	Prozessor (Central Processing Unit)
DDV	Direkt angetriebenes Servoventil (Direct Drive Valve)
DSP	Digitaler Signal Prozessor
DMS	Dehnungs-Mess-Steifen
EKF	Erweitertes Kalman Filter
EMV	Elektromagnetische Verträglichkeit
FCC	Zentraler Flugsteuerungs-Rechner (Flight Control Computer)
FDI	Fehlererkennung und Diagnose (Failure Detection and Identification)
FMEA	Fehleranalyse (Failure Mode Effect Analysis)
FMECA	Gefährungsanalyse (Failure Mode Effect and Criticality Analysis)
IBIT	Extern veranlaßbarer System-Selbsttest (Initiated Built In Test)
IFV	Verfahren der Iteration der Filtergleichungen des EKF
IFPV	Verfahren der Iteration der Filter- und Prädiktionsgleichungen des EKF
LBA	Luftfahrt Bundesamt
LRU	Austauschbares Funktionsmodul (Line Replaceable Unit)
LSB	Unterstes Bit (Least Significant Bit)
LVDT	Induktiver Weggeber (Linear Variable Differential Transformer)
MFlops	1Mio. Instruktionen/Sek. (Mega-FloatingPoint-Operations-Per-Second)
NKV	Verfahren der nichtlinearen Berechnung der Kostenfunktion
PWM	Puls-Weiten-Modulation
RDN	Verfahren der zeitvariablen Anpassung der Meßkovarianzmatrix <u><math>R</math></u>
RISC	Schnelle CPU-Architektur (Reduced-Instruction-Set-Core)
SPEC	Pflichtenheft (Specification)
XEKF	Aufgetrenntes Erweitertes Kalman Filter
ZEG	Verfahren der zeitexponentiellen Gewichtung der Filterung des EKF



# 1 Problemstellung

## 1.1 Motivation

Routinen zur automatischen Fehlerdiagnose an Luftfahrzeugaktuatoren bestehen derzeit lediglich in Form von Funktionsprüfungen im Rahmen der Built-In-Tests (BIT). Damit kann ein Aktuator auf die funktionstechnische Einhaltung statischer (z. B. max. Fahrweg) oder dynamischer Grenzwerte (z.B. max. Fahrgeschwindigkeit) überprüft werden. Zusätzliche Untersuchungen müssen von Fachpersonal mit externem Testgerät in festen Wartungsintervallen oder bei festgestellten Betriebsunregelmäßigkeiten durchgeführt werden. Kann in letzterem Fall die Fehlerursache nicht exakt bestimmt werden, werden die Aktuatoren ausgebaut und auf spezifischen Wartungsprüfständen einer eingehenden Detail-Prüfung unterzogen. Aufgrund von unzureichender Abdeckung der Aktuatorfehlermöglichkeiten durch die Onboard-Prüfmethoden kann es jedoch dazu kommen, daß Demontagen irrtümlich durchgeführt werden, obwohl die Betriebsstörung nicht ursächlich von den Aktuatoren herrühren (sog. „unnecessary removals“).

Ein automatisiertes Onboard-Diagnosesystem mit sehr geringer Fehlalarmrate bei hoher Genauigkeit und detaillierter Fehleraussage kann hingegen die derzeitigen Wartungskonzepte maßgeblich beeinflussen. Die Wartungsmaßnahmen müssen nicht mehr in Zeitintervallen vorgeschrieben werden, sondern können bedarfsgerecht durchgeführt werden (Maintenance-On-Condition). Durch zeitliche Aufzeichnung der Diagnoseergebnisse läßt sich zusätzlich eine Trendverfolgung durchführen: schleichender Fehler können beobachtet und rechtzeitig beseitigt werden. Dies bietet die Möglichkeit der Reduktion der Direct-Operating-Costs (DOC) durch verringerte Standzeiten und zeitoptimierte Lagerhaltung.

Ebenso kann ein Diagnosesystem dem zentralen Flugsteuerungsrechner spezifische Aktuatorinformation zur Einstellung optimaler Aktuatorbetriebsmodi liefern und dadurch zu einem verbesserten Konfigurationsmanagement beitragen.

Eine rechnergestützte Fehlerdiagnose mit einer Diagnosetiefe bis auf Bauteilebene setzt jedoch eine ausreichende Sensorikausrüstung voraus. Derzeitige Aktuatoren sind meist lediglich mit den zur Regelung benötigten Sensoren ausgerüstet. Je geringer jedoch die meßbare Information desto detaillierter muß das mathematische Prozeßmodell die Realität abbilden um aus den unterschiedlichen Fehlerauswirkungen auf die Prozeßdynamik die tatsächliche Fehlerursache „herausfiltern“ zu können. Eine nichtlineare Systemmodellierung ist oftmals nicht vermeidbar um zu zufriede-

denstellenden Ergebnissen hinsichtlich Fehlersensitivität, Fehlerdifferenzierung und Fehlalarmen zu gelangen. Dies zieht die Auswahl und Verwendung eines geeigneten Diagnoseverfahrens zur nichtlinearen Verarbeitung der Meß- und Systeminformationen nach sich. Aufgrund der Komplexität des dieser Arbeit zugrunde liegenden elektro-hydraulischen Seitenruderaktuators ist zur mathematischen Beschreibung der Bewegungsgleichungen ein Zustandsmodell hoher Ordnung nötig. Dies zieht damit einen ebenfalls komplexen Diagnosealgorithmus nach sich.

In Vorarbeiten [R] [J87] wurde das Erweiterte Kalman Filter (EKF) als das am besten geeignete Verfahren zur Zustands- und Parameterschätzung bei nichtlinearen Prozessen untersucht. Der praktische Nachweis erfolgte für diesen Algorithmus auf einem institutseigenen hydraulischen Experimentalprüfstand [R95]. Da der EKF-Algorithmus aufgrund der spezifischen Anforderungen durch die Aktuatordynamik kleine Iterationschrittweiten erforderlich macht, gelang die Echtzeit-Diagnose lediglich mit kleinen Teilmodellen.

## 1.2 Zielsetzung

Ziel dieser Arbeit ist die Entwicklung eines Echtzeit-Diagnosealgorithmus für den Gesamtaktor. Ohne Verzicht auf die Vorteile des EKF als stochastisches Optimalfilter muß dabei der numerische Aufwand reduziert werden. Daher wird in dieser Arbeit das verwendete EKF hinsichtlich technischer Automatisierbarkeit, verringertem Rechenzeitbedarf und numerischer Robustheit optimiert. Ergebnis ist ein neues Verfahren das aufgrund einer getrennten Zustands- und Parameterschätzung die Filterarithmetik mit Matrizen geringerer Ordnung durchführt und auf diesem Wege eine erhebliche Verringerung der notwendigen Rechenleistung mit sich bringt. Zusätzlich kann durch die Verfahrensaufbereitung der effiziente Einsatz auf verteilten Prozessorsystemen erreicht werden.

Zur Erhöhung der numerischen Stabilität des Filteralgorithmus werden in der Literatur vorgeschlagene Verfahren zur Konvergenzverbesserung des EKF vorgestellt und im Praxiseinsatz bewertet. Durch den Einsatz dieser Maßnahmen kann die Empfindlichkeit des Filters gegenüber inexakten Startwerten oder Meßwertausreißern während des Einschwingvorgangs reduziert werden, ohne auf die globale Forderung der schnellen Filterkonvergenz verzichten zu müssen. Diese Verfahren bieten zusätzlich eine verbesserte Robustheit gegen fehlende Systemanregung, was das Filter zusätzlich für eine Online-Diagnose während des Normalbetriebs einsetzbar werden läßt.



Für den experimentellen Nachweis wird der vorhandene Prüfstand den realen Umgebungsbedingungen der Onboard-Aktuatorregelung angepaßt. Ein dSpace-Multiprozessorsystem übernimmt die Emulierung der Flugrechnerhardware und gewährleistet eine realitätstreue Erprobung der Algorithmen.

### 1.3 Aufbau der Arbeit

Die Gliederung der vorliegenden Arbeit entspricht einem deduktiven Vorgehen. Aus der Betrachtung der Systemumgebung werden die Anforderungen und Merkmale eines Diagnosesystems herausgestellt, bevor im theoretischen Teil auf die Entwicklung eines neuen, zeitoptimalen Diagnosealgorithmus eingegangen wird.

Im Kapitel 2 werden zunächst die grundlegenden Merkmale derzeitiger Diagnoseverfahren aufgezeigt und die spezifischen Vorteile analytischer Redundanz herausgestellt.

Kapitel 3 stellt den Kontext zu dem derzeitigen Wartungskonzept her und zeigt die Charakteristika eines Onboard-Diagnosesystems auf.

Anschließend wird die aktuatorspezifische Soft- und Hardwareumgebung (Kapitel 4 u. 5) hinsichtlich der Diagnoseanforderungen untersucht. Neben der derzeitigen Realisation einer Aktuatorregelung als Subsystem des Flight-Control-Computers (FCC) werden auch zukünftige getrennte Prozessorsysteme (sog. Smart-Strukturen) im Fokus stehen. Es wird aufgezeigt, daß sich eine rechnergestützte Fehlerdiagnose ohne Eingriff in den sicherheitskritischen Signalpfad und mit geringem Hardwareaufwand an verschiedenste Hardwarekonzepte angliedern läßt. Die Gegenüberstellung und Bewertung der Strukturanalyse erfolgt abschließend in Kapitel 6.

Nachdem die äußeren Randbedingungen somit aufbereitet vorliegen wird das Zielsystem, der Seitenruderaktuator, vorgestellt. In Kapitel 7 wird eine Analyse hinsichtlich Funktionsstruktur, Wirkprinzipien und Redundanzkonzept durchgeführt. Abschnitt 9 beschreibt das aus den physikalischen Gesetzmäßigkeiten hergeleitete, mathematische Zustandsraummodell. Die Struktur konnte bis auf numerisch bedingte Arithmetikadaptionen weitgehend aus Vorarbeiten [U96], [R] übernommen werden. Da dieser Arbeit jedoch ein Aktuator einer geänderten Baureihe vorlag mußten die Modellparameter neu identifiziert werden.

Das Kapitel 8 stellt die wichtigsten Aktuatorfehler als Grundlage für die Auslegung eines Diagnosesystems dar. Diese wurden aus der vorliegenden Failure-Mode-Effects

and Critically-Analysis (FMECA) des Aktuatorherstellers abgeleitet.

Den Hauptteil dieser Arbeit bilden die Filtertheorie (Kapitel 11) und die theoretischen Ansätze zur Erhöhung der Robustheit des Filters (Kapitel 12). Hier wird der Algorithmus des in Zustands- und Parameterschätzer aufgetrennten Erweiterten-Kalman-Filters (XEKF) und die erforderlichen Modifikationen zur Verbesserung der numerischen Stabilität hergeleitet. Anschließend werden Verfahren zur Verbesserung der Robustheit gegen fehlende Anregung und schlechte Anfangsbedingungen für eine automatisierte Fehlerdiagnose vorgestellt.

Um zu experimentellen Ergebnissen zu gelangen, wurden die MATLAB-Simulationsprogramme in SIMULINK C-Mex S-Funktionen überführt und auf eine dSpace Dual-Prozessor Umgebung portiert. Diese Experimentalumgebung wird in Kapitel 13 vorgestellt. Es wird aufgezeigt daß diese Umgebung wichtige Merkmale einer realen Hardwarestruktur aufweist und somit repräsentative Ergebnisse ableitbar sind.

Die ausführliche, fehlerbezogene Ergebnisdiskussion erfolgt in Kapitel 14. Neben der Herleitung einer Schätzgüte für die Parameter anhand der Iterationsvorschrift zur individuellen Bestimmung der Diagnosedauer wird für jeden Fehler eine, die Modellunsicherheiten berücksichtigende, Detektionsschwelle festgelegt. Zusätzlich wird anhand von Zykluszeitmessungen die Leistungsfähigkeit des verwendeten Algorithmus nachgewiesen.

Der Abschluß erfolgt mit der Zusammenfassung in Kapitel 15. Es werden als Ausblick die weiteren, notwendigen Schritte hin zur Testerprobung eines Diagnosesystems durch den Industriepartner aufgezeigt.

Die Abbildung 1 gibt einen schematischen Überblick über die strukturelle Verknüpfung der vorliegenden Arbeit. Die Arbeitsfelder mit methodischen Applikationen bzw. Innovationen sind darin grafisch hervorgehoben.

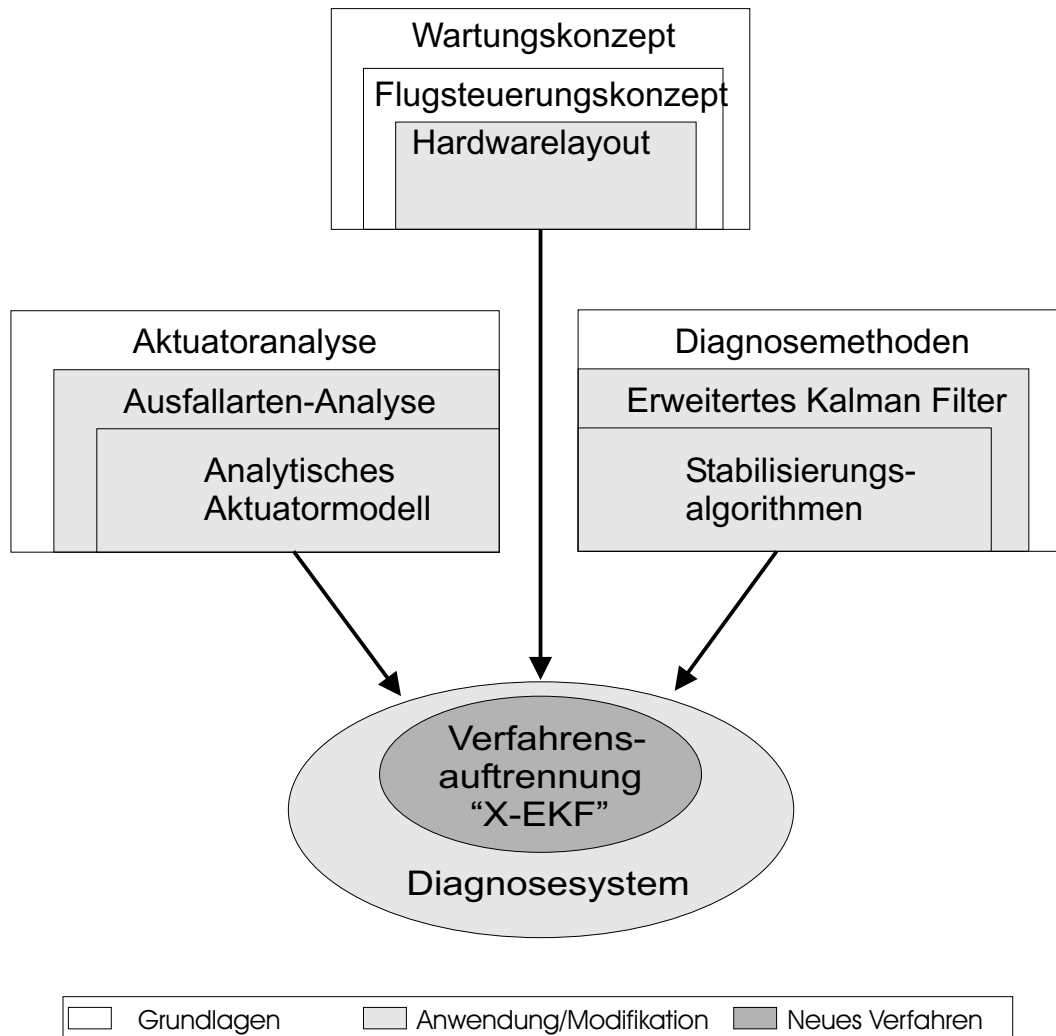


Abbildung 1: Aspekte des Diagnosesystems

## 2 Fehlerdiagnose

Durch die zunehmende Komplexität technischer Prozesse und den wachsenden Automatisierungsgrad gewinnt die technische Fehlerdiagnose zur schnellen und exakten Lokalisierung von Prozeßfehlern immer mehr an Bedeutung. Die zudem stetig steigenden Anforderungen an Qualität, Kosten, Verfügbarkeit, Zuverlässigkeit und Sicherheit forcieren diesen Trend hin zu einer automatisierten Online-Diagnose. Neben der aktiven Prozeßüberwachung wird versucht den Prozeß durch strukturelle Redundanz fehlertolerant auszulegen. Dieses Vorgehen teilt man in die Klasse der passiven Zuverlässigkeitsstrategien ein [Fra94] [Ise96]. Hierzu zählt man auch die robusten Reglerentwurfsverfahren. Diese berücksichtigen Modellunsicherheiten und

Ausfallarten direkt im Reglerentwurf um bei auftretenden Systemdegradationen eine garantierte Performance zu gewährleisten [Eic99].

Die hier vorliegende Arbeit bezieht sich jedoch ausschließlich auf die Verwendung aktiver Verfahren zur technischen Überwachung. Daher wird in diesem Kapitel nur die Einteilung und Abgrenzung der aktiven Diagnosemethoden vorgestellt. Die Abbildung 2 zeigt den schematischen Zusammenhang der Begriffswelt der Prozeßüberwachung.

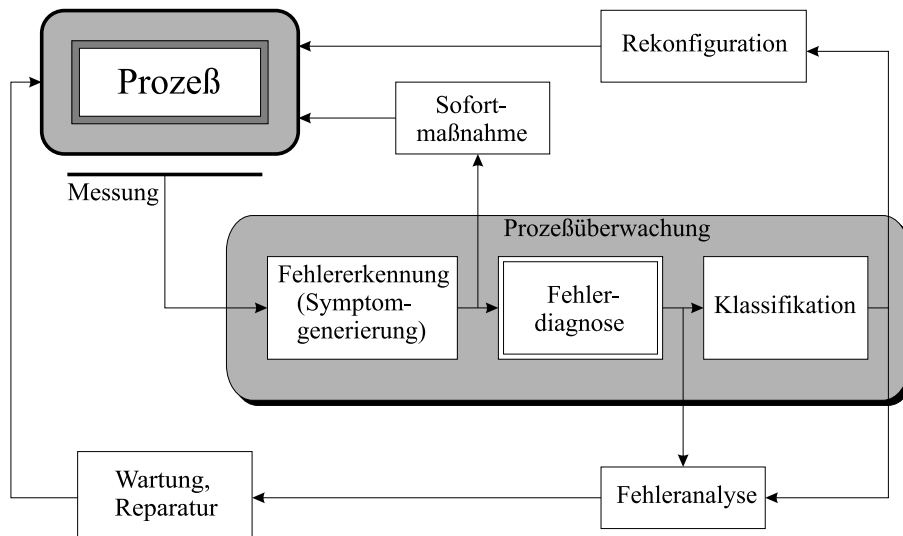


Abbildung 2: Prozeßüberwachung

## 2.1 Aufgaben der Prozeßüberwachung

Die Prozeßüberwachung dient der Fehlerdetektion und stellt der übergeordneten Steuereinheit wichtige Informationen über den Zustand des technischen Systems zur Verfügung. Besonders in komplexen, verteilten Systemen wie z. B. Flugzeugen ist die zuverlässige Funktion jedes primären Antriebselements von fundamentaler Bedeutung für die sichere Durchführung der Mission. Die Prozeßüberwachung unterteilt man in drei Funktionseinheiten [ea00].

- Fehlererkennung: Entdeckung des Zeitpunktes eines Auftretens von Unregelmäßigkeiten im Prozeß und Einleitung von Sofortmaßnahmen zur Erreichung sicherer Betriebszustände (Backup) bei kritischen Ausfällen.
- Fehlerdiagnose: Lokalisierung der Fehler auf Komponentenebene als Grundlage zur Fehlerklassifikation oder Informationsgewinnung für eine gezielte

Wartungs- und Reparaturmaßnahme.

- Klassifikation: Bestimmung der Fehlerart und der spezifischen Systembeeinträchtigung aufgrund der Ergebnisse der Fehlerdiagnose zur Einleitung von Rekonfigurationsmaßnahmen zur Aufrechterhaltung der Systemperformance z.B. durch Ausblenden defekter Kanäle.

## 2.2 Analytische Prozeßüberwachung

Aktive Verfahren verwenden a-priori-Prozeßkenntnisse um anhand von Messdaten eine analytische Auswertung durchzuführen [Cla89]. Hier unterscheidet man die heuristischen von den analytischen Methoden. In heuristischen Verfahren fließen die Langzeiterfahrung, typisches Ausfallverhalten und Verschleißannahmen in den Entwurf ein. Neuronale Netze oder Fuzzy-Logik bilden die mathematische Grundlage.

Die analytischen Verfahren gliedern sich in drei Hauptgruppen:

- Grenzwertüberwachung: Direkt gemessene Signale und Prozeßkenngrößen werden auf Über- bzw. Unterschreitung von Toleranzschwellen geprüft. Die Fehleraussage ist unspezifisch, solange der fehlerhafte Parameter nicht direkt meßbar ist. Da sich Modellunsicherheiten und Störungen ebenso auf den Meßwert niederschlagen, muß für die Festlegung des Schwellwertes die ansteigende Fehlalarmrate bei zu niedrigen sowie die abnehmende Fehlersensitivität bei zu hohen Pegeln berücksichtigt werden. Aufgrund der spezifischen Vorteile hinsichtlich Entwicklungsaufwand und Rechenzeit bildet diese Methode die Basis für die Build-In-Tests (BIT) für den betrachteten Aktuator [Osd99].
- Signalanalyse: Bei Prozessen mit unbekannter Modellstruktur oder Systemen mit verteilten Parametern bleibt die Möglichkeit der Verwendung von Signalmodellen wie Korrelationsfunktionen, Frequenzspektren o.ä. zur Gewinnung von Fehlermerkmalen aus den Meßsignalen. Die Fehleraussage ist jedoch unspezifisch, zusätzliche Diagnose- und Klassifikationsverfahren müssen zur Überwachung eingesetzt werden.
- Prozeßanalyse: Existiert ein Systemmodell mit konzentrierten Parametern, so lassen sich Zustandsbeobachter erstellen. Man spricht hier auch von analytischer bzw. modellgestützter Redundanz. Diese Modelle liefern Kenntnisse über nicht direkt meßbare, interne Zustände. Steht genügend Rechenleistung zur Verfügung lohnt sich der Einsatz von Filtermethoden zur Zustands- und/oder

Parameterschätzung [Pat94] [Wün90]. Das Beobachtermodell wird dann in seinen Parametern an den realen Prozeß angepaßt und man erhält bei theoretischen Modellen eine physikalische Fehlerraussage. Kann der physikalische Fehler einem Bauteil (Komponente) oder einer Baugruppe eindeutig zugeordnet werden, so erhält man direkt eine detaillierte Diagnoseaussage.

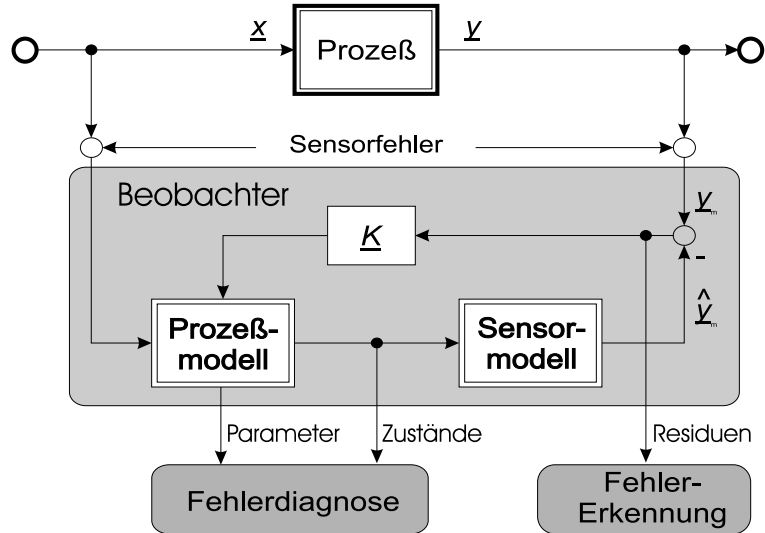


Abbildung 3: Analytische Redundanz

Das in dieser Arbeit entwickelte Verfahren zur Aktuatordiagnose gehört zu den Verfahren der Prozeßanalyse. Es besitzt die in Abb. 3 aufgezeigte Beobachterstruktur, gliedert sich jedoch in die Klasse der Optimalfilter. Bei dieser Filterklasse werden die zu beobachtenden Größen anhand eines Optimierungskriteriums dem realen Prozeß nachgeführt. Man erhält somit den nach der Gütefunktion optimalen Schätzwert für die Zustände (s. Kap. 10).

### 3 Wartungskonzept

Dieses Kapitel beleuchtet das konzeptionelle Umfeld für eine Fehlerdiagnose in Interaktion mit den Anforderungen durch die Wartungskonzepte. Ferner werden die Chancen für eine bedarfsgerechtere Wartung gerade durch Ausnutzung der Möglichkeiten der analytischen Redundanz aufgezeigt.

Das traditionelle Wartungskonzept setzt auf Reduktion der notwendigen Maßnahmen durch Maximierung der Aktuatorzuverlässigkeit bereits im Entwurfsprozeß. Diese Zuverlässigkeitsanforderungen werden klassisch durch Hardware-Parallelredundanz in der konstruktiven Auslegung erreicht. Für eine zyklische Überprüfung des Aktuators hinsichtlich schleichenden Fehlern oder Verschleiß legt in der Regel der Hersteller Wartungsintervalle fest [Ray92]. Zusätzlich stattet er die Aktuatoren mit der Möglichkeit von signalgestützten Funktionstests (ibit: initiated-build-in-test) im Pre- bzw. Postflight-Check aus, um anhand von Eckdaten das Restrisiko eines Systemversagens zu minimieren [Osd99].

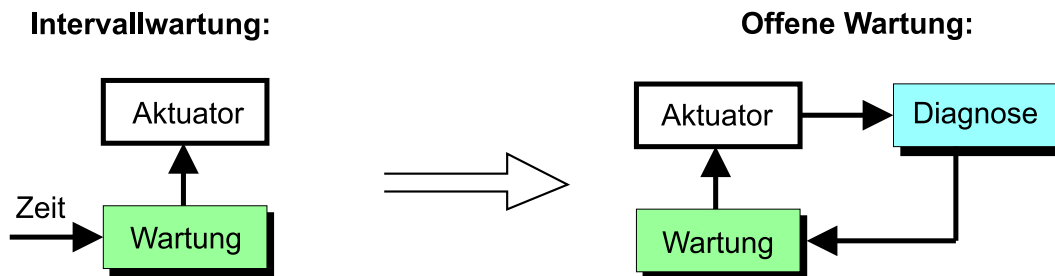


Abbildung 4: Maintenancekonzepte

Nach bestimmten Betriebsdauern werden die Funktionseinheiten, LRUs (line-replaceable-unit), innerhalb von Wartungsmaßnahmen aus dem Flugzeug ausgebaut und entweder dem Hersteller zur Überprüfung zugesandt oder auf vom Hersteller gelieferten, speziellen Prüfständen nach dem Component-Maintenance-Manual (CMM) getestet.

Eine nicht fristbedingte Ausbaumaßnahme kommt immer dann zustande, wenn während der Mission ein Fehlverhalten vom Flugpersonal festgestellt, bei der visuellen Inspektion durch Wartungspersonal nach der Landung jedoch keine Besonderheit aufgefunden wird. Oftmals stellt sich die Fehlerquelle jedoch als nicht feststellbar, oder aber als ursächlich von anderen Flugzeugsystemen hervorgerufen heraus, man spricht von „unnecessary removals“.

Insgesamt erfordert diese Art der Instandhaltung einen erhöhten Bedarf an War-

---

tungspersonal, Logistik und Kosten. Diese Kosten trägt derzeit der Flugzeugbetreiber. Überlegungen der Verlagerung der Kosten für Wartung und Instandhaltung der Flugzeugsysteme auf die Hersteller bedingen ein Umdenken in Richtung bedarfsge rechter (offener) Wartung.

Dies kann nur erreicht werden, wenn für die Systeme eine geeignete Fehlerdiagnose verfügbar gemacht wird. Ähnlich wie derzeit die BITs muß ein rechnergestützter Algorithmus in der Lage sein, durch eine Reihe von spezifischen Tests eine Systemüberprüfung durchzuführen. Dabei gelten folgende Gütekriterien [ea00]:

- Fehllalarme: Verminderung der tatsächlichen Verfügbarkeit durch unnötige Wartungsmaßnahmen.
- Fehlersensitivität: „sicherheitskritisch“. Empfindlichkeit der Fehlererkennung gegenüber tatsächlichen Fehlern. Steuerung der rechtzeitigen Durchführung von Wartungsmaßnahmen.
- Fehlerdifferenzierung: Festlegung spezifischer Wartungsmaßnahmen zur gezielten Beseitigung des aufgetretenen Fehlers.

Vorreiter auf diesem Gebiet ist die Deutsche Lufthansa AG, die die besonders kostenintensive Triebwerkswartung durch gezielte Überwachung flexibel gestaltet [Pak99]. Mittels Inflight-Meßintervallen werden per Telemetrie Triebwerksdaten zur Auswertung direkt in die Wartungszentrale weitergeleitet. Die hier eingesetzten Verfahren gehören zur Gruppe der signalgestützten Auswerteverfahren (siehe Kap. 2). Zahlen belegen, daß die Triebwerke bis zu 70% länger im Einsatz verbleiben als mit festen Intervallen.

Im Gegensatz zu den Strahltriebwerken erfahren die in dieser Arbeit betrachteten Aktuatoren an ihren stationären Arbeitspunkten keine Anregung der Eigenwerte, eine Analyse der Prozeßdynamik ist hier nicht möglich. Daher bietet sich für die Aktuatoren an, die notwendigen Meßdaten entweder im Rahmen von Pre- und Postflightchecks, oder während des Betriebs in einem Moment der dynamischen Anregung abgeleitet werden. Vorteilhaft ist die Checkphase: ohne Störeinflüsse durch aerodynamische Ruderkräfte als unbekannte Eingänge läßt sich generell eine höhere quantitative Genauigkeit der Diagnose erreichen.

Die in der vorliegenden Arbeit entwickelte Aktuatordiagnose ist so konzipiert, daß sie während der Meßphase online berechnet werden kann. Die Abbildung 5 zeigt ein mögliches, aktuatorintegriertes, Diagnosekonzept. Die Actuator-Control-Electronic



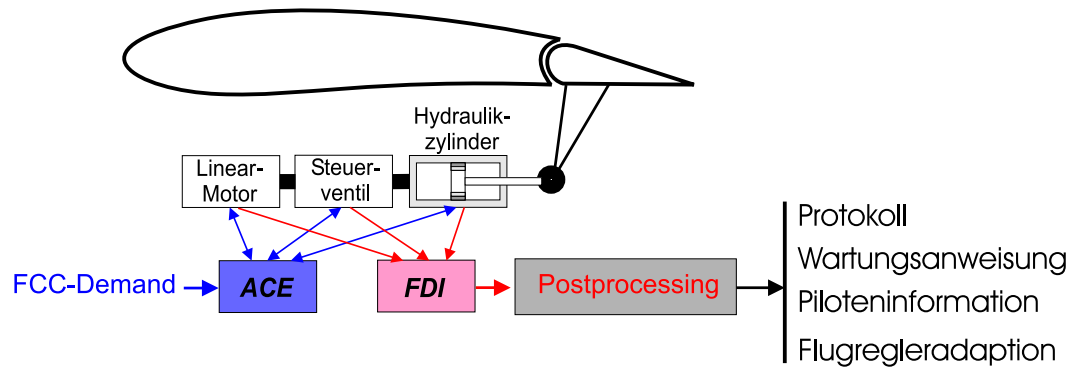


Abbildung 5: Fehlerdiagnose an einem Aktuator mit autonomer Actuator-Control-Electronic (ACE)

(ACE) ist für die Aktuatorregelung, die Bereitstellung der Energie und die Meßdatenerfassung zuständig [LLA98]. Der Block der Fault-Detection-and-Identification (FDI) bildet die Diagnoseeinheit, ihre Aufgabe ist einzig die Detektion von Systemabweichungen. Ihr nachgeschaltet sind dann die Datenverwaltung und die Kommunikation mit den jeweiligen Entscheidungsinstanzen. Die für dieses Konzept allerdings notwendigen Umgebungsbedingungen seitens der Software sowie der Hardwarekomponenten werden in Kapitel 5 erläutert.

---

## 4 Softwareanforderungen

Die Implementation von Software in sicherheitskritischen Bereichen der Flugsteuerung bedarf in jedem Fall der Musterzulassung durch das Luftfahrtbundesamt (LBA). Je nach Eingriff in sicherheitskritische Funktionsblöcke sind verschiedene Softwareklassen definiert.

Level	Kritikalität	Auswirkung	Aufwand
A	catastrophic	Totalverlust des Flugzeugs aufgrund direktem Eingriff in Funktionen und Strukturen sicherheitsrelevanter Steuerungssysteme	maximal
B	hazardous	Totalverlust einer Steuerungskomponente (Aktuator) aufgrund schwerwiegender Fehler	sehr hoch
C	major effect	schwerwiegende Funktionseinbussen, Reduktion der Aktuatorperformance	hoch
D	minor effect	Reduktion der Überlebenswahrscheinlichkeit durch Ausfall eines Redundanzzweiges	mittel
E	no effect	Ausfall nicht funktionsrelevanter Komponenten	niedrig

Tabelle 1: Softwareklassen

Moderne rechnergestützte Onboard-Diagnosealgorithmen müssen daher den Rentabilitätnachweis angesichts teils immenser Zulassungskosten erbringen. Dies gelingt bei

- komplexen, wartungsintensiven Systemen (Triebwerke, Fahrwerke u.a.).
- sicherheitskritischen Systemen mit hoher Fehleranfälligkeit (z.B. elektrohydraulische Aktuatoren).

Bei Aktuatorneuentwicklungen gilt es für den Hersteller daher zu prüfen ob einerseits ein konservativer, mechanisch-funktional mehrfach redundanter Entwurf oder aber die Erhöhung der Zuverlässigkeit durch zusätzliche analytische Redundanz sowie deren Einbindung in das gegebene Aktuatorzuverlässigkeitskonzept die jeweils kostengünstigere Entwicklungsvariante darstellt.

Soll die Aktuatordiagnose im Erprobungsfall parallel zu einem bestehenden Redundanzkonzept eingesetzt muß die Reduktion der Softwarklasse für die Diagnosesoftware in der Qualifikationsphase (sog. Assessment) ein Kernziel der Entwicklung

darstellen. Die Klassen D oder E gelten als unkritisch und daher kostengünstig. Im Gegensatz zu den höheren Effect-Levels kann damit beispielsweise auf die vorgeschriebene Erstellung programmtechnisch unterschiedlicher, parallelredundanter Codes zum Ausschluß systematischer, gleichartiger Programm- und Speicherfehler verzichtet werden. Dies gelingt jedoch nur, wenn die vorhandene Hard- und Software Fehler im Diagnosecode sicher erkennen und unterdrücken kann. Eine tiefgreifende Kenntnis der vorhandenen Hardwarestruktur ist daher unumgänglich.

## 5 Hardwareumgebung

Für die Applikation einer Onboard-Fehlerdiagnose ist die Kenntnis der vorliegenden Hardwarestruktur der Flugsteuerung eine wichtige Voraussetzung. Reale Flugsteuerungskonzepte liegen je nach Sicherheitsphilosophie bzw. Pflichtenheft der Hersteller in den verschiedensten Formen und Ausprägungen vor. Eine Aussage über eine mögliche Implementierung einer Fehlerdiagnose in heutige Systeme muß daher jeweils im Einzelfall überprüft und getroffen werden. Im vorliegenden Fall bezieht sich die Fehlerdiagnose jedoch speziell auf der Funktionsebene der Stellglieder. Neben der Softwareintegration des Diagnosealgorithmus sollen auch die notwendigen gerätetechnischen Modifikationen beleuchtet werden. Dazu erfolgt in diesem Abschnitt eine Kategorisierung der Hardwarestrukturen hinsichtlich der technischen Realisierung der Aktuatorregelungen. Daraus werden dann grundlegende Aussagen für die Umsetzbarkeit nach diagnosespezifischen Merkmalen abgeleitet.

### 5.1 Der Flight-Control-Computer

Seit der Einführung der elektrischen Signalübermittlung und der Verwendung digitaler Prozeßrechner [Osd99] besitzt das System der Flugsteuerung folgenden prinzipiellen Aufbau (s. Abb. 6) [Pra00].

Die zentrale Stellung nimmt der Flight-Control-Computer (FCC) ein [D90] [NM98]. In dem FCC fließen sämtliche Datenströme (z.B. Pilot-Input Devices, Flugzustandssensoren, Aktuatorstellsignale) zusammen. Neben der Hauptaufgabe der Flugzustandsregelung übernimmt er eine Fülle von zusätzlichen Aufgaben wie z.B. Überwachungsaufgaben im Rahmen des Redundanzmanagements zur Erhöhung der

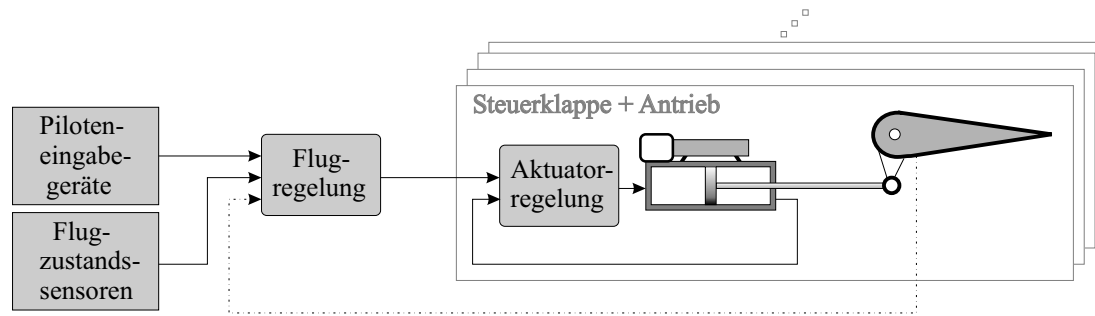


Abbildung 6: Systematischer Aufbau einer Flugregelung

passiven Sicherheit des Flugzeugs oder die Steuerung sekundärer Flugzeugsysteme (Kabineninnendruck, Klimaanlage o. ä.). Dies führt zu ein hohen Informationsaufkommen dem durch durchsatzstarke Datenkanäle und leistungsstarke Rechnersysteme Rechnung getragen werden muß.

Die Aktuatoren sind die Stellglieder der Regelstrecke „Flugzeug“. Sie unterliegen einer hohen Anforderung an die Stellgüte und Stelldynamik. Diese Forderungen können i. a. nur durch Auslegung des Aktuators als geregeltes Subsystem erfüllt werden. Die untersuchten Hardwarestrukturen unterscheiden sich durch verschiedenartige Techniken zur Einbettung der Aktuatorregelung in den Gesamtprozeß.

Die vorhandenen Hardwarekonzepte werden in Anlehnung an Konzeptstudien des Aktuatorherstellers [LLA98] in folgende grundlegende Klassen eingeteilt:

1. Zentralmodul. Diese Hardwarestruktur entspricht einer konventionellen Auslegung der Flugsteuerung [D90].
2. Hybridstruktur. Hardwarestruktur der nahen Zukunft, auf dem Weg zum Smartsystem. Hier besteht eine Aufteilung der FCC-Funktion zwischen Zentralrechner und Actuator-Control-Electronic (ACE)
3. Smartsystem. Die FCC übernimmt nur noch die zentralen Aufgaben einer Flugsteuerung: Flugzustandsregelung, Übersendung der Stellgröße an die Stellglieder und Verarbeitung von Status- oder Fehlermeldungen des Aktuators durch das Redundanzmanagement. Die Aktuatorregelung übernimmt ein intelligentes (smartes) Subsystem.

In der folgenden Diskussion der Hardware-Varianten wird der Aufwand der Aktuatorelektronik samt Regelung in der für den vorliegenden Aktuator geforderten Quadruplexredundanz aufgezeigt.

### 5.1.1 Zentralmodul

Bei dieser Struktur ist zusätzlich die gesamte Aktuatorelektronik der einzelnen Aktuatoren mit in den FCC integriert. Der große Vorteil liegt in der zentralen Anordnung der Elektronikbauteile. Schirmung und Klimatisierung sind einfach durchzuführen. Der Trend zur Modularisierung führt zu FCC-Racks, in die Baugruppen wie z. B. analoge Meßwandler, Leistungstreiber oder Digitalrechner als Rackmodule eingesetzt werden. Die Datenkommunikation erfolgt zwischen den Modulen über ein Daten-Bussystem auf der sowohl die Versorgungsspannungen, digitale Datenbusse und analoge Signalleitungen bereitgestellt werden. Aufgrund der Vierfachredundanz der Aktuatorelektronik für den vorliegenden Aktuator müssen pro Stellglied die analogen Meßverstärker, die analogen stromgeregelten Leistungstreiber sowie der Rechner für die digitale Wegregelung in der vierfachen Anzahl untergebracht werden. Allein für die Stellglieder im primären Funktionspfad ergibt sich damit eine hohe Komplexität für den FCC.

Die Abbildung 7 zeigt den spezifischen aktuatorbezogenen Hardwareaufwand. Die Redundanzanforderungen für das FCC-Rack sind in der Grafik aus Gründen der Übersichtlichkeit vernachlässigt.

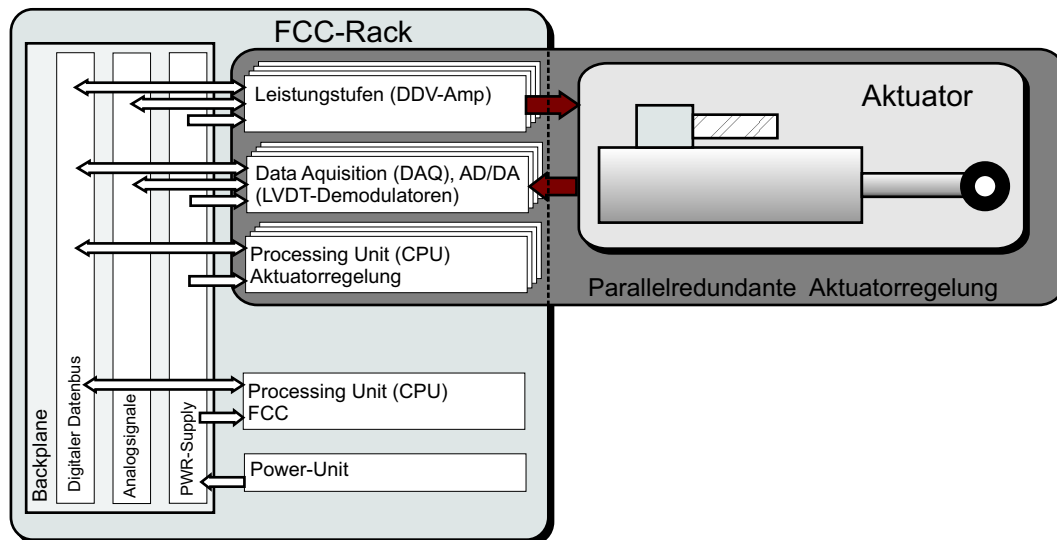


Abbildung 7: Zentralmodul

Nachteilig für diese Anordnung ist die hohe Zahl an Signalleitungen zwischen FCC und den Aktuatoren in den Flugzeugextremitäten. Neben der Stellgröße müssen

sämtliche für eine Aktuatorregelung notwendigen Sensorsignale in dem geforderten vierfachen Redundanzgrad vorliegen. Mögliche Übertragungsfehler durch EMV-Störeinflüsse (Blitzschlag o.ä.) sowie Leitungsverluste bedingen zusätzlich einen erhöhten Entwicklungsaufwand hinsichtlich der Signalkonsolidierung.

### 5.1.2 Hybridstruktur

Bei diesen Systemen werden die analogen Elektronikbauelemente aufgrund gesteigerter Zuverlässigkeit hinsichtlich klimatischer und mechanischer Belastungen nicht mehr länger in dem klimatisierten FCC-Abteil untergebracht, sondern werden an ihren Wirkungsort (Stellglieder) verlegt. Konzeptionell spart man dadurch das Kupfergewicht der Meßleitungen und umgeht EMV-Probleme durch Verkürzung der analogen Informationswege. Die digitale Aktuatorregelung erfolgt weiterhin in der FCC, der Datentransfer zwischen Aktuator und FCC ist dementsprechend digital ausgeführt.

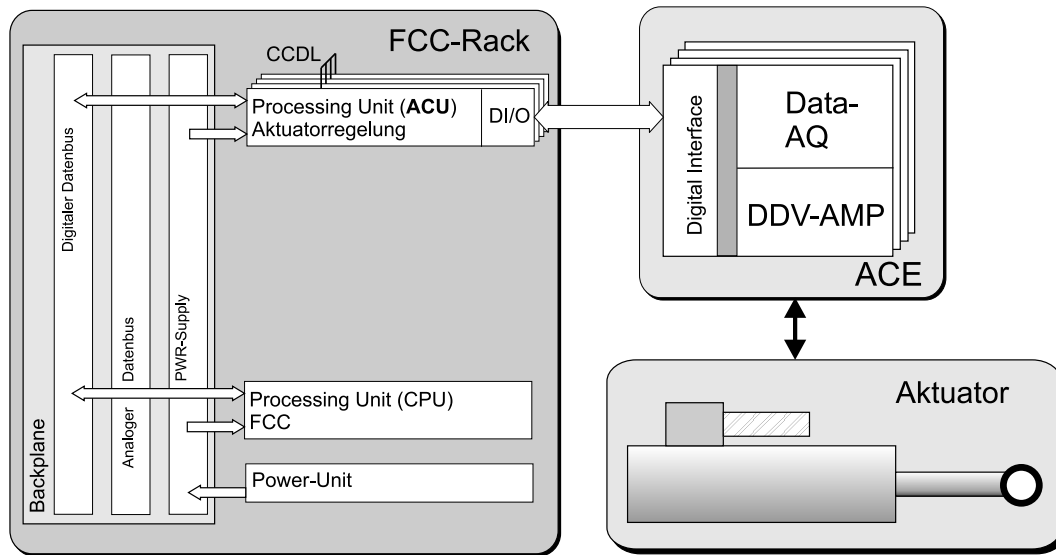


Abbildung 8: Hybridstruktur mit Kanalquerkommunikation

Die digitale Regelung ist nach Maßgabe der Hersteller ebenfalls quadruplexredundant ausgelegt. Im FCC-Compartiment befinden sich daher vier unabhängige Rechnereinschübe, die jedoch jeder ein von Votern konsolidiertes Meßsignal verwenden. Da das Redundanzmanagement generell der FCC als übergeordnete Einheit übernimmt, wird die Signalkonsolidierung (Monitoring und Voting) i. a. von

ihm übernommen. In diesem Fall stehen den Aktuatorregelungseinschüben auf der Backplane jeweils lediglich die konsolidierten Signale zur Verfügung. Anderfalls ergibt sich die Notwendigkeit einer Querkommunikation zwischen den Reglermodulen. Jeder CPU stehen über einen gemeinsamen Cross-Channel-Data-Link (CCDL) die Meßwerte der jeweils anderen Lanes für das Voting zur Verfügung (Abb. 8).

### 5.1.3 Smartsystem

Smarte Systeme entbinden in letzter Konsequenz die FCC von jeglichen Aufgaben bezüglich der Aktuatorregelung. Notwendig ist dazu eine intelligente Actuator-Control-Electronic (ACE) die diese Aufgaben autark übernimmt. Diese Konzepte verlagern somit den Entwicklungsaufwand von der FCC-Auslegung in den Entwurf der ACE-Architektur und fallen daher in das Aufgabengebiet des Aktuatorherstellers.

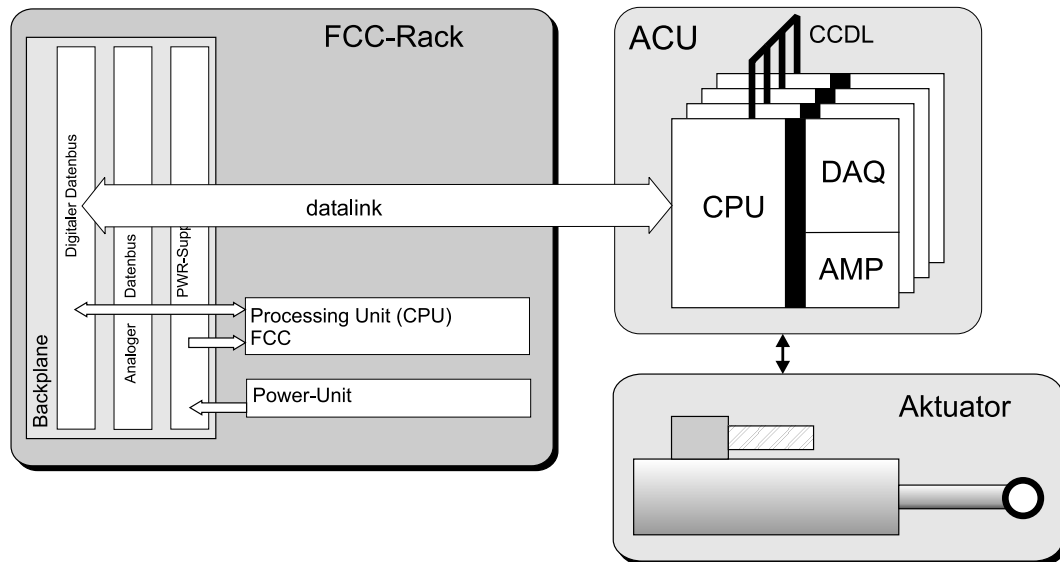


Abbildung 9: Smartstruktur.

## 6 Hardwareanforderungen

Soll ein Diagnosesystem an eine der aufgezeigten Hardwarestrukturen angepaßt werden, müssen diese folgende Merkmale aufweisen:

- 
- Meßsignale: Zur Prozeßbeobachtung werden Meßinformationen zur rechnerischen Nachbildung der Prozeßdynamik benötigt. Ein erster Ansatz ist dabei die Verwendung aller primären Sensoren sowie die Führungsgröße (Systemanregung). Um für eine detailliertere Diagnose tiefergehende Systeminformation zu erhalten kann die Anbringung sekundärer (nicht zur Aktuatorregelung erforderlicher) Sensoren sinnvoll sein. Diese dürfen jedoch die Zuverlässigkeit des Gesamtsystems auch im ausgefallenen Zustand nicht beeinträchtigen. In diese Sensorenklasse fallen z.B. extern angebrachte Temperaturfühler oder Hall-Sensoren (für berührungslose Strommessung).
  - Datenerfassung: Für jedes Signal muß neben der Amplitude zusätzlich die Phasenlage und der Meßzeitpunkt bekannt sein bzw. berechnet werden können. Die Meßinformation muß in digitaler Form vorliegen. Nur unter diesen Voraussetzungen läßt sich die Dynamik des physikalischen Prozesses auf Digitalrechnern nachbilden.
    - Synchronität: Idealerweise werden die Meßdaten zeitsynchron erfaßt. Sind die parallelredundanten Aktuatorfunktionen jedoch als entkoppelte Prozesse ausgelegt, liegen die Meßdaten asynchron vor. In diesem Fall müssen zur zeitdiskreten Simulation hochdynamischer Prozesse die Phasenverluste aufgrund der relativen Prozesstotzeiten mitberücksichtigt werden.
    - Abtastrate: Sind Teile der Aktuatorregelung digital ausgeführt, ist ein Zugriff auf die bereits digital aufbereiteten Meßdaten durch die Diagnosesoftware die ideale Lösung. Oft ist die Abtastrate des Digitalreglers allerdings auf die Erfassung der dominanten Systempole ausgelegt. Eine Diagnose muß jedoch zusätzlich die höherfrequenten Eigenwerte anregen um fehlerrelevante Systemparameter detektieren zu können, das Shannon'sche Abtasttheorem wird für diese Eigenfrequenzen dann nicht erfüllt. In einem solchen Fall ist man auf eine separate diagnosespezifische Meßdatenerfassung angewiesen.
    - Digitalwandlung: Sind Teile der Aktuatorregelung analog ausgeführt, oder werden zusätzliche, externe Sensoren benutzt, muß das Diagnosesystem über eine separate Meßwandlereinheit verfügen. Dabei gilt zu beachten daß der Abgriff der Signale der Primärsensoren galvanisch getrennt und rückkopplungsfrei (passiv) erfolgt.
  - Rechner-Ressourcen: Oft sind die für die Aktuatorregelung eingesetzten Mikroprozessoren auf den Regelalgorithmus und die notwendigen Signalkonsolidie-



rungsprozesse optimiert. Eine Diagnosesoftware benötigt für eine Echtzeitrealisierung jedoch einen Digitalen-Signal-Prozessor (DSP) mit optimierter Multiplikationsarithmetik und 32-bit Genauigkeit.

- Nutzung vorhandener CPUs: Liegen für die Regelung DSPs im geforderten Redundanzgrad vor, kann die Echtzeitfähigkeit der Diagnose je nach Methodik evtl. als verteilter Prozess auf den redundanten Prozessoren realisiert werden. Allerdings erfordert diese Prozessaufteilung eine durchsatzstarke Datenkommunikation zwischen den Prozessoren, da nicht nur die jeweiligen Meßsignale zur Kanalkonsolidierung, sondern zusätzlich diagnosespezifische Prozessdaten ausgetauscht werden müssen. Noch dazu muß für die Diagnosesoftware eine hohe Zuverlässigkeit nachgewiesen werden: im Fehlerfall darf der Regelungsprozeß nicht unterbrochen werden.
- externer Diagnoserechner: Sollen die Ergebnisse der Aktuatordiagnose aufgrund der Sicherheitsphilosophie nicht automatisch in die Aktuatorregelung einfließen läßt sich der Algorithmus auf einem separaten Digitalrechner realisieren. Lediglich der Meßdatentransfer von der redundanten Actuator-Control-Unit ACU zum Diagnoserechner muß den geforderten Zuverlässigkeitsanforderungen entsprechen. Allerdings muß zusätzlich ein geeigneter Einbauraum und die Energieversorgung im Flugzeug bereitgestellt werden, was ebenfalls höheren Aufwand nach sich zieht.

## 6.1 Bewertung

Eine Beurteilung des technischen Aufwands für die Realisierung beispielsweise einer digitalen Kanalquerkommunikation ist nur sehr schwer möglich, da die Hersteller darüber keinerlei Datenmaterial veröffentlichen und die vorhandene Literatur auf umsetzungsrelevante Detailprobleme kaum eingeht. In die folgende Bewertung fließen daher zu größten Teil die Erfahrungen im Umgang mit prozessorgesteuerten Meßsystemen am institutseigenen Aktuatorprüfstand. Als Bewertungsmaßstab wird eine dreistufige, heuristische Beschreibung gewählt. Die Auswertung für die drei vorgestellten Kategorien von Hardwarestrukturen erfolgt tabellarisch nach dem Realisierungsaufwand für:

- Meßdaten: Liegen die notwendigen Meßdaten bereits in digitaler Form mit hinreichender Abstrakte vor, ist der Aufwand für die Datenauskopplung als ver-

gleichsweise gering angenommen. Alternativ ist die Aufnahme analoger Meßdaten mit einer zusätzliche Meßdatenakquisitionselektronik notwendig.

- **Software:** Hier spielt die Überlegung der Einbettung der Diagnosesoftware in entweder das vorhandene Prozessorsystem oder einer zusätzlichen CPU eine Rolle. Die Nutzung vorhandener Ressourcen ist unter der Einhaltung der nach Tabelle 1 erforderlichen Zuverlässigkeitsklasse mit erhöhtem Aufwand verbunden.
- **Hardware:** Unter diesem Punkt wird eine Abschätzung des notwendigen Aufwands für die Modifikation der bestehenden Hardware gegeben. Hier fließen die Aspekte Datenakquisition als auch Datenpufferung und -transfer zu einer externen Diagnose-CPU ebenso wie die Probleme des zusätzlichen Bedarfs an Programm- und Datenspeicherung bei Verwendung der internen CPU mit ein.
- **Zuverlässigkeit:** Gemeint ist hier der Aufwand für die Gewährleistung der geforderten Ausfallrate für das Gesamtsystem „Aktuator“. Hier wird der Aufwand für die Unterdrückung der Rückwirkungen von Ausfällen im Bereich der Diagnosehardware eine Rolle. Im besonderen bezieht sich dieser Punkt auf die Sensorintegrität und dem Problem der passiven Signalauskopplung einerseits sowie der Datenintegrität und dem Error-Handling bei digitaler Kommunikation zwischen der Aktuator-Control-Unit und der Diagnose-CPU andererseits.

Zusätzlich wird in der Bewertung mitberücksichtigt, daß sich aufgrund des 300 Hz Digitalreglers für den vorliegenden Aktuator für eine höhere Diagnoseabtastrung Probleme mit der Daten-Synchronität ergeben. Vergleichend ist daher der Fall der synchronen Abtastrate der Regelung sowie Aktuator-Diagnose aufgezeigt. In der Tabelle ist mit Host-CPU diejenige bezeichnet auf der die Diagnosealgorithmen abgearbeitet werden. Die Bezeichnung „DIAG“ steht für „externer Diagnoserechner“, die Actuator-Contol-Unit ACU steht für die vierfach redundante, generische CPU für die Aktuatorregelung.

**Fazit:** Der geringste Umsetzungsaufwand ergibt sich für alle betrachteten Hardwarestrukturen für ein Diagnosesystem mit externen CPU und bei synchroner Abtastrate (s. Tabelle 2). Abbildung 10 zeigt das Strukturschema der idealtypischen flugzeugintegrierten Aktuatorfehlerdiagnose.

Ebenso ließe sich die Diagnose mit vertretbarem Aufwand jedoch auch auf den ACUs implementieren, wenn die Abtastrate sowie die verfügbare Rechenleistung den Anforderungen dem Algorithmus genügten. Das Hauptproblem liegt hierin bei der Um-

Struktur	Regler- aufbau	Diagnose	Aufwand für				$\frac{1}{4} \sum$ Aufwand
		Host- CPU	Meß- daten	Soft- ware	Hard- ware	Zuverl.	
Zentral-	analog	ACU	-	-	-	-	-
		DIAG	2	0	2	0	1.0
	digital 300 Hz	ACU	1	2	1	2	1.5
		DIAG	2	0	2	1	1.25
	digital 1000 Hz	ACU	0	2	0	2	1.0
		DIAG	1	0	1	1	0.75
Hybrid-	analog	ACU	-	-	-	-	-
		DIAG	2	0	2	0	1.0
	digital 300 Hz	ACU	1	2	1	2	1.5
		DIAG	2	0	1	1	1.0
	digital 1000 Hz	ACU	0	2	0	2	1.0
		DIAG	1	0	1	1	0.75
Smart-	digital 300 Hz	ACU	1	2	1	2	1.5
		DIAG	1	0	2	1	1.0
	digital 1000 Hz	ACU	0	2	0	2	1.0
		DIAG	1	0	1	1	0.75
0=kein, sehr gering; 1=mittel, realisierbar; 2=hoch, sehr viel							

Tabelle 2: Strukturbewertung

setzung in der Prozeßverteilung sowie der Softwaresicherheit. Bei reinen analogen Aktuatorregelungen ist die analytische Redundanz lediglich auf externer Hardware möglich. Der resultierend Hardwareaufwand für eine Realisation begründet sich mit der Notwendigkeit des passiven Abgriffs, der Aufbereitung und der A/D-Wandlung der analogen Sensorsignale.

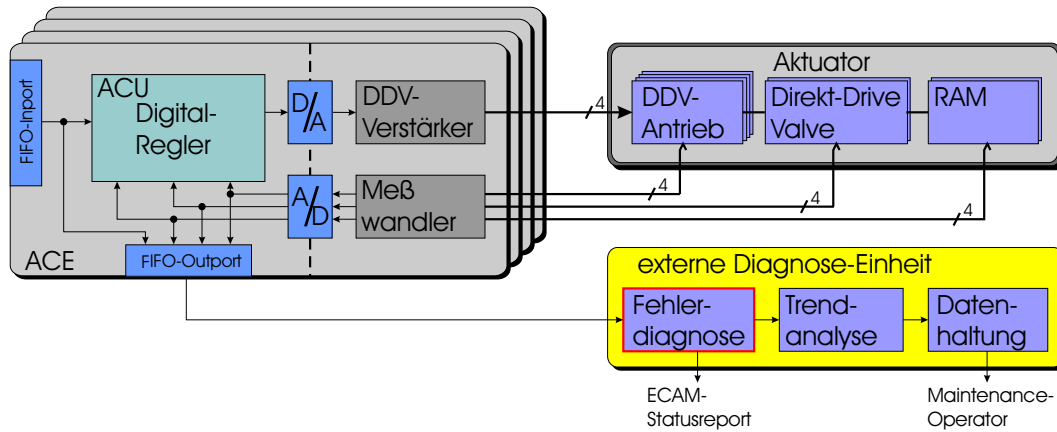


Abbildung 10: Wartungskonzept: Flugzeugintegrierte Aktuatorfehlerdiagnose

## 7 Der Aktuator

Zielsystem des in dieser Arbeit beschriebenen Diagnosealgorithmus ist ein elektrohydraulischer Seitenruderaktuator. Er ist das Stellglied der Flugregelung um die Gier- bzw. Hochachse des Flugzeugs. Die Kraftstufe ist hydraulisch ausgelegt, da dieses Aktuatorkonzept sich gegenüber rein elektrischen Antriebskonzepten durch eine höhere Leistungsdichte und Ansprechdynamik auszeichnet [Him67]. Der elektrische Anteil am Aktuator bezieht sich auf die Ansteuerung des hydraulischen Steuerventils. Dabei stellt er funktional die aktuellste Evolutionsstufe dar. Zur Reduktion von mechanischen Elementen verzichtet man hier auf eine Servovorsteuerstufe und treibt ein einstufiges Stetigventil (Stetigwegventil) [ea94] mit Linearmotoren direkt an. Der elektrische Antrieb unterliegt dabei wesentlich höheren Anforderungen an Dynamik und Stellenergie, die Bernoullikräfte an den Steuerkanten der Ventile müssen vom Antrieb mit aufgefangen werden. In diesem Abschnitt wird eine beschreibende Prozeßanalyse durchgeführt, die die inneren Systemzusammenhänge aufzeigt und die Grundlage einer anschließenden, theoretischen Modellbildung bildet.

### 7.1 Wirkprinzip

Der Aktuator läßt sich als dreistufiger Energiewandler beschreiben. Der elektrische Antrieb wandelt elektrische Energie in mechanische. Diese mechanische Energie wird in einem Steuerventil zur Steuerung von hydraulischer Energie umgesetzt. Im Hydraulikzylinder (engl.: Ram od. Booster) wird die hydraulische Energie zuletzt wieder in mechanische Energie umgewandelt und in die Bewegung der Steuerfläche

gewandelt.

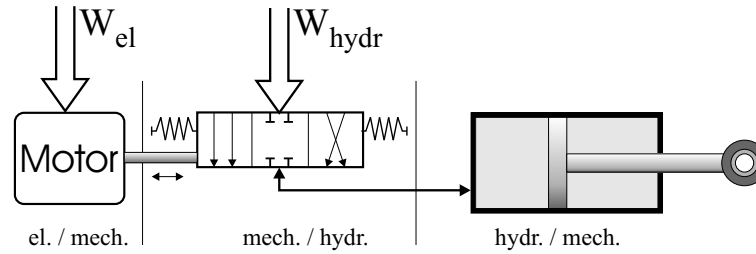


Abbildung 11: Wirkkette

$W_{hydr}$  wird von einer konstanten Energiequelle (Hydropumpe - elektrisches Äquivalent: Konstantspannungsquelle) geliefert.  $W_{el}$  ist die Stellenergie einer gesteuerten Stromquelle deren Ausgang proportional dem erforderlichen Hydraulikstrom  $Q(v_{zyl})$  ist [Sig91].

## 7.2 Redundanzstruktur

Der Aktuator inklusive der Regelung und elektrischen Komponenten unterliegt einer Fail-Op/Fail-Op (Fail Operative) Anforderung. Zwei beliebige, nicht gleichartige, Systemfehler dürfen die dynamischen Mindestanforderungen (Performance) des Gesamtsystem in seiner Funktion als Stellglied primärer Steuerflächen nicht beeinträchtigen. Hinsichtlich der Zuverlässigkeit wird für den vorliegenden Aktuator eine Ausfallrate  $\lambda$  von weniger als  $10^{-9}/h$  festgelegt. Diesen hohen Anforderungen werden im Aktuatorentwurf durch funktionale Parallelredundanz Rechnung getragen [Osd99]. Es ergibt sich die vorliegende Baugruppen-Redundanzstruktur (siehe Abb. 12).

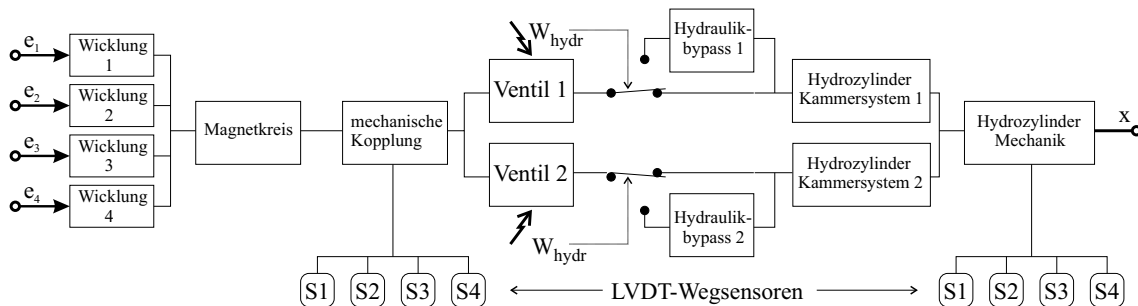


Abbildung 12: Redundanzstruktur im Blockdiagramm

Die Berechnung der Zuverlässigkeit basiert auf statistischen Herstellerdaten über spezifische Ausfallraten auf Komponentenebene. Elektrische Bauteile verkraften die

extremen mechanischen und temperaturbedingten Belastungen im Flugzeug am schlechtesten, elektrische Signalpfade inklusive Sensoren sind daher vierfachredundant ausgelegt. Aufgrund der Gefahr von (mechanischen) Leitungsleckagen oder Dichtungsverschleiß sind die hydraulischen Systeme doppelt redundant konzipiert. Systembedingt mußten zwei druckgesteuerten Bypassventile als zusätzliches Sicherheitselement in das Redundanzkonzept integriert werden.

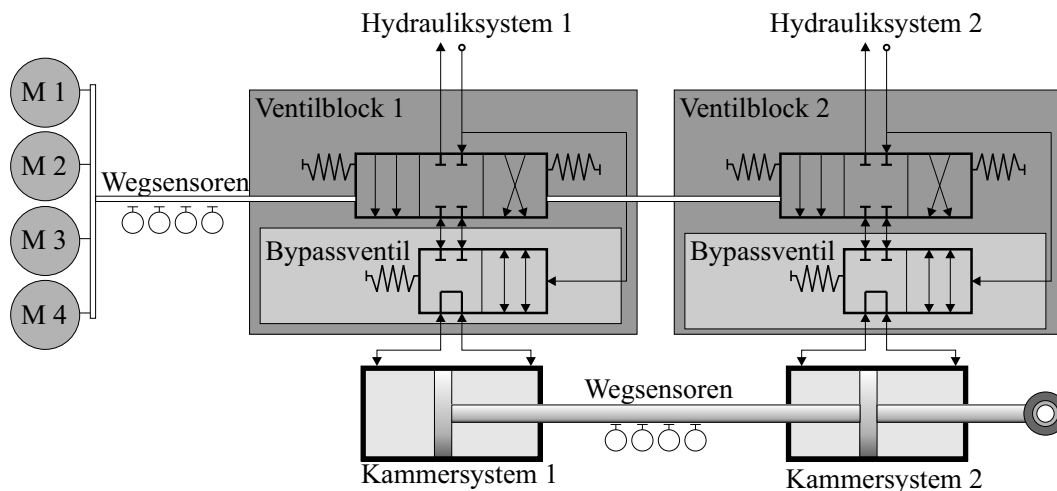


Abbildung 13: Funktioale Redundanzstruktur

Reine mechanische Bauelemente wurden den Anforderungen entsprechend robust ausgelegt, hier liegt eine singuläre Redundanz vor. Allerdings bedingt diese Anordnung a priori den garantierten Ausschluß von Systemversagen durch Klemmung mechanischer Bauteile insbesondere im Ventilschieber. Diesem Kriterium wurde in der Entwurfsphase durch ein hohes statisches Kraftniveau für den Ventilantrieb für die Überwindung von Span-Scherkräften Rechnung getragen, was seinerseits eine Erhöhung der elektrischen Zuverlässigkeit zwangsweise nach sich zieht.

### 7.2.1 Der Hydrozylinder

Die Kraftstufe des Aktuators besteht aus zwei mittels Kolbenstange mechanisch gekoppelten doppelwirkenden Präzisions-Hydrozylindern. Das Zylinderrohr ist aus einem Teil gefertigt. Die Kolben/Zylinderrohr-Dichtungen sind als Elastomer-Nutringe mit beidseitig wirkenden Dichtlippen [ea94] für geringe dynamische Leckage ausgelegt. Die Kolbenstange/Zylinderkopf-Spalte werden mit Stangendichtungen und graphitgefüllten Stützringen zur Aufnahme der Führungskräfte abgedichtet.

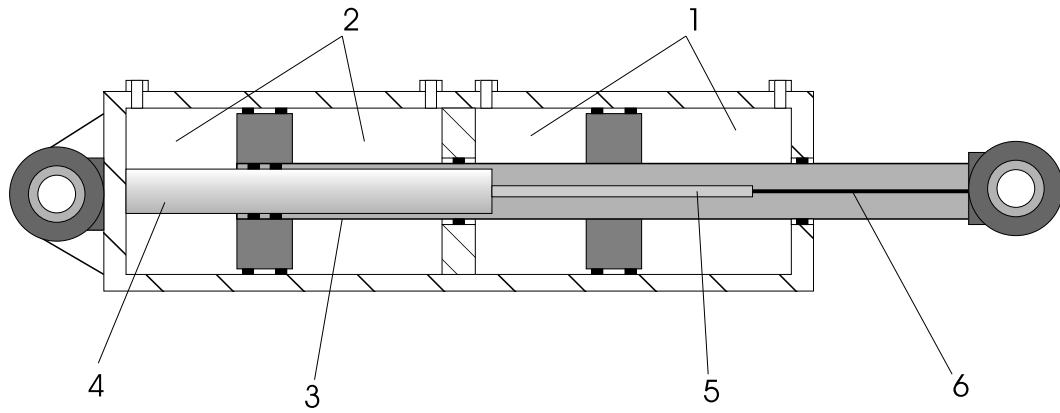


Abbildung 14: Tandem-Hydrozylinder

Das erste Kammersystem (1) ist kraftsymmetrisch, da die Kolbenstange (3) komplett durchgeführt ist. Das System 2 (2) hat in Ausfahrriichtung ein höheres statisches Kraftniveau. Dynamisch ergibt sich für die Kammer mit der größeren Kolbenfläche ein erhöhtes  $\frac{\delta Q}{\delta t}$  für gleiche Verfahrgeschwindigkeiten beider Zylindersysteme. Diese Asymmetrie wird durch eine in das Ende der Kolbenstange hineinragenden Verdrängerwelle (4) minimiert. Der Zuwachs der Kolbenwirkfläche reduziert sich auf  $2 \cdot \pi \cdot (r_{\text{Kolbenst}} - r_{\text{Verdr}})$  (vgl: Kap. 9). Die Ausführung der Kolbenstange als Hohlwelle dient zusätzlich der Reduktion der Aktuatormasse. Ebenfalls in der Kolbenstange untergebracht ist das zur Regelung notwendige Meßsystem für die Kolbenposition. Die Wegmessung erfolgt vierfach redundant mittels LVDTs (Spulenkörper (5), Tauchanker (6)).

### 7.2.2 Das Servoventil

Die Steuerung des Ölstroms übernimmt ein proportional Kolben- bzw. Längsschieberventil. Es ist als Stetigventil bzw. Regelventil [ea94] [Sig91] ausgelegt. Die Wirkelemente sind dabei die Steuerkanten des Kolbenschiebers sowie die in der Steuerhülse befindlichen in Trapezform ausgebildeten Steuerdurchbrüche. Die Schieber/Hülse-Steuerkantenpaare bilden variable (wegabhängige) Drosseln. Überdeckt der Schieber in Nullstellung den Steuerdurchbruch um einen bestimmten Betrag, so spricht man von positiver Nullüberdeckung. Ventile mit positiver Nullüberdeckung sind jedoch nur bedingt zur Aktuatorregelung geeignet, da der Antrieb zunächst die Überdeckungslänge zurücklegen muß bevor ein Ansprechverhalten des Ventils erfolgt. Es ergeben sich Totzeiten die den Entwurf einer Proportionalregelung erschweren. Bei negativer Nullüberdeckung würde das Ansprech-

verhalten zwar direkt erfolgen, man erkaufte sich jedoch einen erhöhten parasitären Leckstrom, da im hydraulischen Nullpunkt ein Ölstrom über die Steuerkanten direkt vom Hin- in den Rücklauf stattfindet. Das vorliegende Servoventil ist daher auf minimale Nullüberdeckung ausgelegt, Schieber und Hülse sind passend eingeschliffen. Zur Erhöhung der Aktuatordynamik wurden die Portöffnungen auf hohe Durchflußverstärkung ausgelegt.

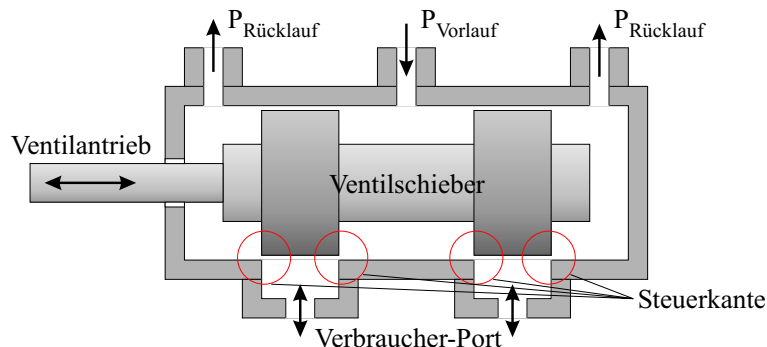


Abbildung 15: Servoventil (in hydraulischer Nullpunktlage)

Da der Aktuator aus sicherheitstechnischen Gründen aus einem Tandem-Zylinder (siehe Kap. 7.2.1) besteht, sind für die Ansteuerung zwei Ventile notwendig. Diese Ventile sind mechanisch starr gekoppelt, Hülse und Schieber werden jeweils aus einem Stück gefertigt. Aufgrund der hohen Durchflußverstärkung müssen beide Schieber einen exakten Gleichlauf und Ruhelage besitzen, das Einschleifen der Steuerkanten ist daher eine aufwendige Prozedur, Ausfälle durch Kantenverschleiß u.ä. führen schnell zu parasitärem Forcefight und zum Performanceverlust. Der Ventilaufbau entspricht Abb. 15.

### 7.2.3 Der Ventilantrieb

Der Antrieb erfolgt bei dem vorliegenden Aktuatorkonzept erstmals direkt, dh. eine erste Vorstufe zur Erzeugung der zur Ventilsteuerung notwendigen Energie aus dem Hydrauliksystem entfällt. Der Motor beruht auf dem elektrostatischen Prinzip der Krafterzeugung. Eine Erregerspule (1) wird von dem Steuerstrom durchflossen und erzeugt einen magnetischen Fluß in dem primären Eisenkreis (3). Der Anker (5) wird durch die Federn (6) zentriert. Ohne die zwei sekundären Magneteisenkreise (4) und den gegensinnig magnetisierten Steuermagnete (2) ist der Motor indifferent, dh. nicht die Richtung der Stromeinprägung, sondern der kleinste Anfangsluftspalt bestimmt die Bewegungsrichtung des Ankers. Die Sekundärmagnete (2) erzeugen in



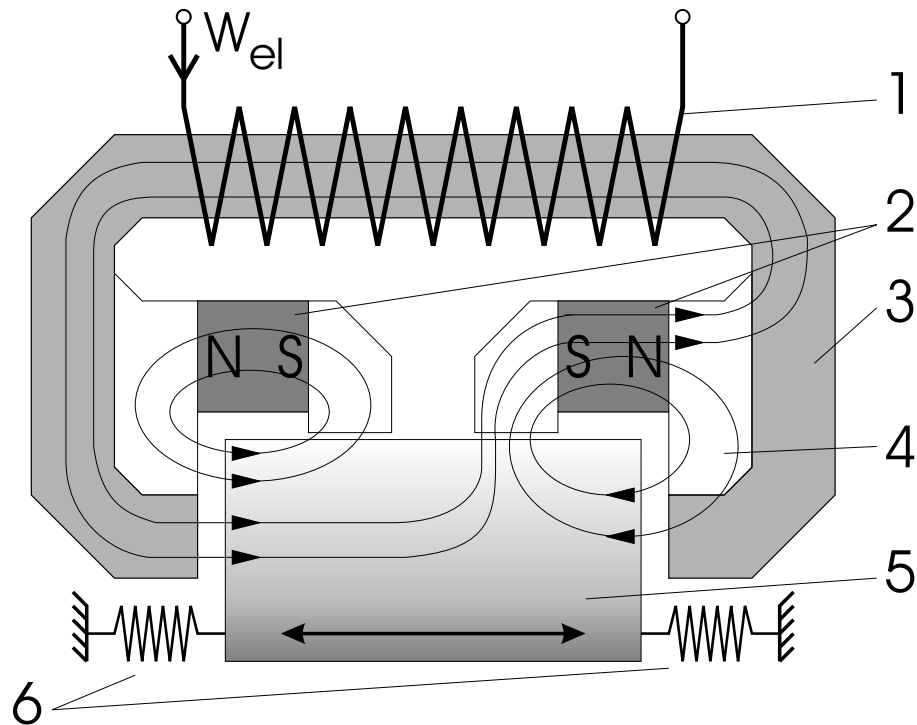


Abbildung 16: Linearmotor (Prinzip)

der Ankerruhelage (gleiche Luftspaltbreite) einen äquivalenten, jedoch gegensinnigen Magnetspaltfluß. Prägt man nun einen Strom in die Steuerspule, so addieren sich die gleichsinnigen Flüsse im Luftspalt, während an dem Luftspalt mit gegensinniger Flußrichtung eine Magnetfeldverdrängung eintritt. Die Feldstärke  $B$  in diesem Spalt wird geringer, der Spulenfluß wird über den sekundären Magneteisenkreis abgeleitet. Der Anker bewegt sich in Richtung des Eisenjochs mit dem höheren  $B$ -Feld. Bei entgegengerichteter Spulenbestromung kehrt sich die Bewegungsrichtung um, der Motor ist bidirektional steuerbar [U96]. Der Ankerweg bestimmt sich aus der Kräftebilanz von Magnetkraft und der Gegenkraft durch die Zentrierfedern (6). Aufgrund nichtlinearer Zusammenhänge zwischen Spulenstrom und Magnetkraft ergibt sich für den Linearmotor eine nichtlineare Strom/Weg-Kennlinie. Bei dem vorliegenden Aktuator wurden die Erregerwicklungen vierfach redundant ausgelegt.

### 7.3 Bypassventil

Das Bypassventil muß gesondert erwähnt werden, da es kein primäres, funktionsbeteiligtes Aktuatorelement ist. Es spielt jedoch eine wesentliche Rolle als Sicherheitselement zur Erhöhung der Aktuatorverfügbarkeit. Die hydraulischen Komponenten

sind duplex ausgelegt (siehe Abschnitt 7.2), dh. auch das Bypassventil ist für jeden Zweig einmal vorhanden. Physikalisch befinden sie sich in den Ventilblöcken integriert.

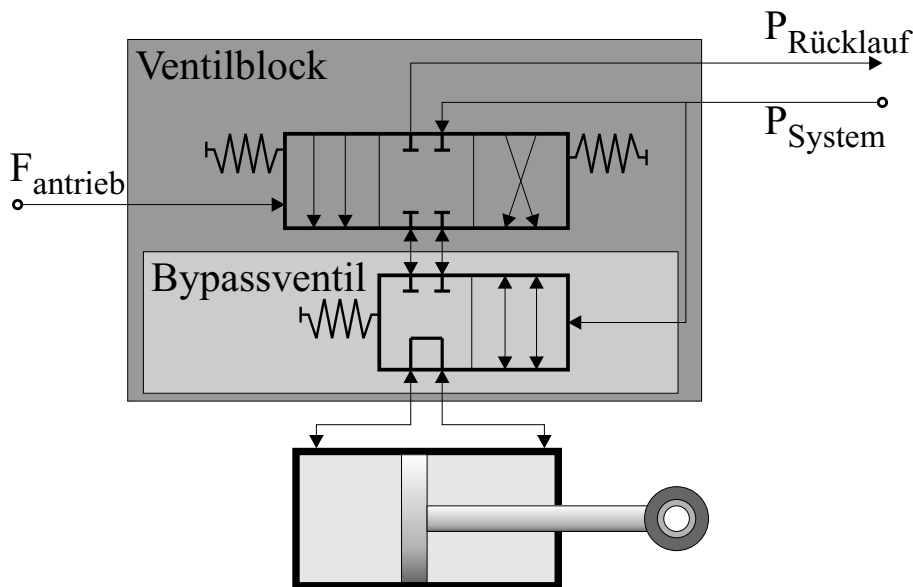


Abbildung 17: Bypassventil (Prinzip)

Das Bypassventil ist ein druckgesteuertes 4-2-Wege-Ventil. Im Normalbetrieb besteht die Verbindung zwischen Verbraucher-Port und jeweiliger Zylinderkammer. Im drucklosen Zustand (Versorgungsdruck  $< 3\text{MPa}$ ) schließt es die Zylinderkammern des jeweiligen Systems kurz, so daß keine Beeinträchtigung des zweiten Hydrauliksystems entstehen kann. Bei Auftreten eines Fehlers in einem Hydraulikzweig kann durch Abschalten des Versorgungsdruck somit die Betätigung des Aktuators durch den anderen Hydraulikkreis gewährleistet werden.

## 8 Aktuatorfehler

Nach der funktionalen Aktuatorstruktur ist die Betrachtung der möglichen Ausfallszenarien und ihrer Ursachen der zentrale Punkt der Systemanalyse. Hieraus gewinnt man wichtige Randbedingungen für die Auslegung eines Diagnosesystems. Neben der Schwere der Fehlerauswirkung (Criticality) interessiert für die Diagnoseaussage dabei die Frage, ob die Fehler sicher erkennbar und ursächlich unterscheidbar sind.

D.h. der aufzustellende Kanon der möglichen Fehler bildet die entscheidende Grundlage bei der Auswahl der Diagnosemethode und dem dazugehörigen, mathematischen Filtermodell.

Die Erfassung sämtlicher Ausfallarten sowie die Abschätzung der stochastischen Zuverlässigkeiten ist Gegenstand der Zuverlässigkeitsanalyse.

### 8.1 Zuverlässigkeitsanalyse

Dieser Arbeit liegt für den Aktuator eine vom Hersteller angefertigte, detaillierte Zuverlässigkeitsanalyse vor. Da die Entwicklung für das System „Flugzeug“ Top-Down, dh. vom Gesamtgerät bis hinunter auf Komponenten- und Subsystemebene, durchgeführt wird, gehören neben den zentralen Leistungsmerkmalen die Zuverlässigkeitsvorgaben zu den zentralen Punkten einer Aktuatorspezifikation [Ray92]. Somit begleitet die Analyse der Ausfallsicherheit den Entwurfsprozess von Anfang an und bestimmt maßgeblich die Redundanzstruktur. Anhand der Failure-Mode-and-Effects-Analysis (FMEA) führt der Hersteller dann den Nachweis für die Erfüllung der Entwicklungsvorgaben. Systematisch wird dabei hier jedes Bauteil auf Schwachstellen und seine System-Auswirkungen hin (bottom-up-approach) untersucht und die Ausfallwahrscheinlichkeit ermittelt (vgl. [Mai00]). Meist sind dies Erfahrungswerte, oder stammen aus Zuverlässigkeitsdatenbanken der Hersteller und Zulieferer. Auf Baugruppen-Ebene wird die Ausfallrate aus den Bauteildaten nach den mathematischen Regeln für stochastische, unkorrelierte Prozesse ermittelt [uPF84]. Eine wichtige Literatur zur Systematik der FMEA bildet die MIL-STD-1629A der in der Luft-und Raumfahrt den Standard markiert und für alle Bauteile erforderlich ist (vgl. [uGL90]).

Zuverlässigkeit ist im Sprachgebrauch oft mit stochastischer Begrifflichkeit heuristisch bewertet. Untenstehende Tabelle gibt einen Überblick über gebräuchliche Zuverlässigkeitswertebereiche und deren ausfallbezogener Interpretation [Mey82].

Interpretation	Ausfallhäufigkeit
sehr unwahrscheinlich	1Ereignis/ $10^7$ Betriebsstunden
unwahrscheinlich	1Ereignis/ $10^5 - 10^7$ Betriebsstunden
ziemlich wahrscheinlich	1Ereignis/ $10^4 - 10^5$ Betriebsstunden
wahrscheinlich	1Ereignis/ $10^4$ Betriebsstunden

Tabelle 3: Heuristische Fehlerhäufigkeitsinterpretation

Der vorliegende Seitenruderaktuator besitzt eine Zuverlässigkeitsanforderung von  $10^{-9}/h$ , nach Tabelle 3 eine über das menschliche Maß für sehr unwahrscheinliches Fehlerauftreten hinausgehender Wert.

Das dabei verwendete Bewertungsmaß für die Zuverlässigkeit als eine stochastische Größe ist die Ausfallrate. Sie bezieht die Auftretenswahrscheinlichkeit auf die im Einsatz befindlichen, intakten Einheiten. Die Ausfallwahrscheinlichkeit selbst ist stochastisch exponentialverteilt. Dh. die Ausfallrate bleibt aufgrund der sich reduzierenden intakten Geräte innerhalb des betrachteten Zeitraums konstant.

Weibulls Untersuchungen zur Ausfallcharakteristik unter Einbeziehung der Früh- und Verschleißausfälle ergeben den als Badewannenkurve bezeichneten Verlauf der Ausfallrate (siehe Abb. 18).

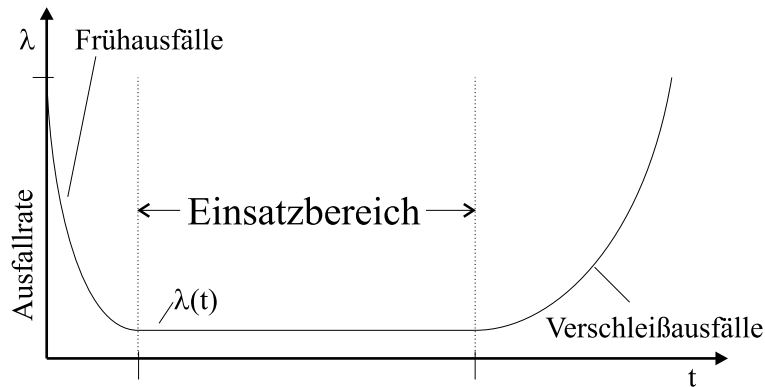


Abbildung 18: Badewannenkurve

Für die Fehleranalyse des Aktuators wird jedoch nur der mittlere Abschnitt mit näherungsweise exponentieller Dichtefunktion betrachtet, da

- die Früh- und Verschleißausfälle mittels grundlegender Prototypen-Dauertests (Entwurfsfehler) und Aktuator-Einzelprüfungen (Acceptance-Test-Procedures ATP) zur Eliminierung von Fertigungsfehlern unterdrückt werden, und

- die Verschleißausfälle durch rechtzeitige Grundüberholungsmaßnahmen vermieden werden.

Oft wird technische Zuverlässigkeit im Sprachgebrauch eng mit dem Sicherheitsbegriff verknüpft, robuste Systeme gelten als sicher. Der Begriff der Sicherheit bezieht sich jedoch speziell auf die Mensch-Maschine-Schnittstelle mit Blick auf Gesundheitsrisiken oder Gefährdung des Bedienpersonals. Die Sicherheitsanalyse wird in der erweiterten FMEA, der Failure-Mode-Effect-and-Criticality-Analysis (FMECA) mitberücksichtigt. Die Gefährdung wird dabei in folgende Klassen eingeteilt.

<b>Tabelle: Kritikalitätsklassen</b>		
Klasse	Bezeichnung	Fehlereffekt
A	Flight Safety Critical defects severity-class 1	Fehler in Systemen/Subsystemen führen zu katastrophalen, zumindest aber kritischen Gefährdungen
B	Flight Safety Involved defects severity-class 2	Fehler in Systemen/Subsystemen führen nur in Zusammenhang mit Fehlern in anderen Systemen/Subsystemen zu katastrophalen, zumindest aber kritischen Gefährdungen
C	Defects severity-class 3	Fehler in Systemen/Subsystemen führen lediglich zu unkritischen Teilausfällen von Systemen bzw. Totalausfällen bei Subsystemen
D	Defects severity-class 4	Fehler in Systemen/Subsystemen führen zu notwendigen Reparaturen bzw. außerplanmäßigen Wartungsmaßnahmen

Tabelle 4: Fehlerauswirkung

Häufig findet man als Angabe für die technische Zuverlässigkeit das Maß Mean-Time-Between-Failures (MTBF) angegeben [MBB71]. Sie gibt die mittlere Einsatzdauer bezogen auf ein bestimmtes Bauteil an. Hohe Werte deuten auf robuste, unanfallige Funktion des Prozesses, während anfallige, labile Systeme kleine Werte aufweisen. Die MTBF ist die mittlere Zeit zwischen zwei gleichartigen Ausfallerscheinungen und entspricht bei exponentialverteilter Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion

dem Reziprokwert der Ausfallrate. Es gilt [uGL90]:

$$MTBF = \int_0^{+\infty} e^{-\lambda \tau} d\tau = \frac{1}{\lambda} \quad (1)$$

## 8.2 Einzelfehler

Zur Festlegung der wichtigsten Aktuatorfehler für die Fehlerdiagnose wurde auf Herstellerangaben über Ausfallhäufigkeit und Fehlerauswirkung der Systemkomponenten laut Failure-Mode-Effect-and-Criticality-Analysis (FMECA)[S.p98] zurückgegriffen und die signifikanten Ausfälle in Form von Blockdiagrammen (siehe Abschnitt 8.2) dargestellt [uPF84].

Baugruppe	Fehlerklasse	Fehlerart	$\lambda[10^{-9}]$	Krit.	Fehlerauswirkung
Linearmotor	elektrische Fehler	Wicklungs-/Kabelbruch	0,4	D	Schwächung der Antriebskraft durch Totalverlust eines Spulensystems
		Kurzschluß	0,001	C	Ausfall eines Spulensystems inklusive Verstärker
		Hardover	0,006	C	Verstärkerfehler: parasitäre Konstantkraft im Antrieb, hohe elektr. u. therm. Belastung
		Sensorfehler des DDV	0,8	C	Ausfall/Einschränkung der Antriebsregelung im betroffenen Strang
	mechanische Fehler	mech. Bauteilversagen	0,001	B	Antriebsverklemmung, erhöhte Reibung, evtl. Totalausfall
		Verschmutzung	0,001	D	Zunahme der mechanischen Reibung.
		Magnete: Feldschwächung	0,003	C	Minderung der Steuerbarkeit, Verschlechterung der Linearität
		Zentrierfederbruch/-relax.	0,5	B	Nullpunktverschiebung bei Einseitigkeit, Verminderte Regelgüte, Steuerungsverlust

Abbildung 19: FMECA: Ventilantrieb (Linearmotor)

Baugruppe	Fehlerklasse	Fehlerart	$\lambda[10^{-9}]$	Krit.	Fehlerauswirkung
Direct-Drive-Ventil	mechanische Fehler	Bruch der Antriebswelle	0,001	B	Ausfall der Steuerbarkeit, Aktuatortotalverlust
		Verklemmen durch Späne	0,001	B	Aktuatortotalverlust, Ausfall der Steuerbarkeit
		mechanische Reibung	0,006	D	Reduzierte Ventildynamik, eingeschränkte Regelbarkeit
		mech. Bauteilversagen	0,001	B	Ausfall/Einschränkung der Aktuatorfunktion, externe Leckage
	hydraulische Fehler	Ölfilterverstopfung	0,01	C	reduziertes Kraftniveau, schlechtere Zylinderdynamik
		Belüftung der hyd. Dämpfg.	0,04	D	eingeschränkte Regelbarkeit
		Steuerkantenverschleiß	0,003	D	Minderung der Steuerbarkeit, Verschlechterung der Linearität
		interne Leckage	0,5	D	höhere Nullströme, verminderte Steuerbarkeit

Abbildung 20: FMECA: Ventilblock



Baugruppe	Fehlerklasse	Fehlerart	$\lambda[10^{-9}]$	Krit.	Fehlerauswirkung
Tandem-Zylinder	elektr. Fehler	Sensorkabel-Defekt	0,4	C	Ausfall der Aktuatorregelung des betroffenen Redundanz-zweiges
		LVDT-Sensorfehler	0,8	C	Eingeschränkte Positionsregelung im betroffenen Zweig, Ausfall einer Lane
	mech. Fehler	mechanische Reibung	0,06	D	Reduzierte Zylinderdynamik, marginaler Einfluß
		strukturelles Versagen	0,001	C	Ausfall/Einschränkung der Aktuatorfunktion, externe Leckage
	hydraulische Fehler	Dichtungsversagen ext.	2,0	C	reduziertes Kraftniveau, schlechtere Zylinderdynamik, hohe externe Leckage
		Rohrleitungsleckage.	0,4	B	hohe exterene Leckage, Auswirkungen auf Hydraulikversorgung
		interne Leckage	0,01	C	Minderung der Steuerbarkeit, Minderung des Kraftniveaus
		Intersystemleckage	0,5	C	verminderte Steuerbarkeit und geringere Kraftniveau in beiden Kammersystemen

Abbildung 21: FMECA: Hydraulikzylinder

Im Anschluß erfolgt die Untersuchung der diagnoserelevanten Aktuatorfehler nach dem Gesichtspunkt der Detektierbarkeit. Direkt messbare Fehler können mittels IBITs (Initiated-Build-In-Test) ermittelt werden. Diese IBITs werden seitens des Herstellers bereits in der Konstruktionsphase durch die Detail-Testability-Design-Analysis entwickelt und in der ACE abgelegt. Die IBITs lassen sich nach Kap. 3 ebenfalls in die Gruppe der analytischen Diagnosemethoden einteilen, ermöglichen aufgrund ihrer Algorithmen jedoch lediglich eine grobe Grenzwertabschätzung, bzw. boolesche Fehleraussage. Ein Diagnosesystem muß daher

- auf die Detektion der zusätzlichen, nicht direkt detektierbaren Fehler
- oder eine spezifische, bauteilbezogene Fehlerlokalisierung

ausgelegt sein, um eine detailliertere und tiefergehende Diagnoseaussage zu ermöglichen.

### 8.2.1 elektrische Fehler des Ventiltriebs

- Spulenfehler: Hierunter fallen neben den Fehlern in den Motorspulen, Teil- bzw. Kurzschluß oder Wicklungsbruch auch Kabeldefekte die physikalisch wie Spulenausfälle wirken. Ebenfalls betrachtet man Verstärkerfehler, Hardover<sup>1</sup> oder Nullausfall ursächlich zu den Spulenfehlern zählend, da beide Komponenten untrennbar die Antriebseinheit bilden.

Die Ausfallhäufigkeit betrachtet ergibt sich die Verkabelung als primäres Problem. Die Ausfallrate ist um zwei Zehnerpotenzen höher als der Ausfall der Verstärkerelektronik. Die Spulenfehler sind laut FMECA von geringem Interesse, durch konstruktive Maßnahmen sind Spulenbruch als auch thermische Überbelastung auszuschließen. Gemäß Herstellerangaben liegt z.B. die maximale Erwärmung des Motorgehäuses bei maximaler Stromeinprägung aller vier Spulen bei  $120^{\circ}\text{C}$ , somit unter der Isolationslackschmelzgrenze von  $230^{\circ}\text{C}$ . Daher beschränkt sich die IBIT-Routine auf gleichsinnige Spulenansteuerung und dem Voting des Spulenstroms zur Erkennung von Kanalabweichungen. Die

---

<sup>1</sup>Der Hardover-Fehler (Hartlagenfehler) ist ein technischer Defekt in der Leistungsstufe der ACU bei der die zugehörige Spule mit dem maximalen Strom belastet wird. Dieser Fehler wird heute durch die Beschränkung des Nutzsignals auf 98% des maximalen Meßbereichs unter Einsatz einfacher Schwellwertvoter abgefangen. Die Spulen erhitzen sich bei einem einkanaligen Hardover auf max.  $145^{\circ}$  und nehmen dabei keinen Schaden. Für die Performance des Aktuators ist die Erkennung eines Hartlagenfehlers jedoch von zentraler Bedeutung.

Diagnose hingegen kann die aufgezeigten Fehlerarten, bis auf Kurzschluß oder Unterbrechungen in Spule oder Kabel, ursächlich unterscheiden und quantifizieren, da dem Filter das modellierte Spulen-Widerstands-Netzwerk zugrunde liegt. Einschränkungen sind jedoch aufgrund der Vielzahl an Koppelinduktivitäten in diesem 5x5-Netzwerk hinsichtlich der beobachtbaren Parameteranzahl in Kauf zu nehmen.

- **Sensorfehler:** Grundsätzlich werden die LVDT-Sensoren zur Ventilwegmessung und zur Zylinderwegmessung gleich behandelt. Diese typischerweise aufgrund ihrer Robustheit und Zuverlässigkeit in der Luftfahrt eingesetzten Sensoren besitzen allerdings wegen möglicher Kabeldefekte und Elektronikausfällen eine Ausfallwahrscheinlichkeit, die systemkritisch gesehen wird. Man unterscheidet dabei grundsätzlich folgende Ausfallarten:
  - **constant error:** Der Sensor liefert unabhängig von der Meßgröße ein konstantes Signal.
  - **offset error (bias):** Der Sensor liefert einen um einen konstanten Offset verschobenen Meßwert (z.B. mech. Dejustage).
  - **scale error:** Der Proportionalitätsfaktor zwischen Meßwert und Meßgröße ist dejustiert.
  - **transient error:** Mögliche Kabelbrüche der Sensorleitungen führen neben den obengenannten Fehlern zu Signalsprünge oberhalb der max. Aktuatordynamik.

Die IBIT-Prozeduren prüfen innerhalb eines Ansteuerzyklus den Gleichlauf und die Sensorwerte in den Extrempositionen. Ein Online-Voting erkennt Sensorfehler als Ausreißer aus dem Scharmittelwert und blendet den abweichenden Sensor aus. Modelliert man dagegen den Sensor nach Gleichung 2 ist eine quantitative Bestimmung der Fehlerart hinsichtlich Offset ( $b_x$ , Bias in Sensor X) und Skalenfaktor ( $s_x$ ) möglich.

$$W_x(t)_{effektiv} = b_x + s_x \cdot W_x(t)_{gemessen}; \quad \text{mit} \quad x = 1 \dots 4 \quad (2)$$

Mit Kenntnis dieser Parameter muß ein abweichender Sensor nicht aus dem Redundanzverbund entfernt werden, das Signal wird mathematisch korrigiert und kann zur Aktuatorregelung weiterverwendet werden.

### 8.2.2 mechanische Fehler des Linearmotors

- mechanisches Versagen des Motors/Motorgehäuses: Ein typischer Vertreter nicht analytisch detektierbarer Fehler. Der Hersteller sieht hier lediglich die visuelle Kontrolle im Zuge von Maintenance-Maßnahmen vor. Fehler die im inneren der Motormechanik liegen werden hier nicht erfaßt. Auch ein Diagnosesystem entdeckt Defekte durch Auswirkungen auf die Motordynamik. Aber hier ist die Fehleraussage unspezifisch, und eine unkritische Klassifikation der Motorparameter führt zu Falschaussagen. Allerdings ist die Auftrittshäufigkeit so gering, daß dieser Fehler nicht im Fokus der Investigation liegt.
- Verschmutzung: Wird von der IBIT nicht erfaßt, da keine Frequenzgänge gefahren werden. Selbst bei einer FFT-Analyse ist die Aussage unspezifisch. Das Diagnosesystem überwacht dagegen den Parameter Motorreibung (wegen starrer Kopplung inkl. Ventilschieberreibung) der Bewegungs-DGL, der gegenüber Verschmutzung sensitiv ist.
- Feldschwächung/Bruch der Magnete: Es handelt sich um gesinterte Sm-Co-Magnete, einem spröden Werkstoff, der jedoch in Kunststoffhülsen gelagert ist, um die Schwingungsbeanspruchung zu minimieren. Ein Teilausfall der Magnete ist extrem schwierig zu detektieren, da ihre Funktion nicht für die Krafterzeugung sondern vielmehr lediglich zur Bewegungsrichtungsvorgabe dient (siehe Kap. 7.2.3). Nur in den Extrempositionen des Motors hat der Magnet einen signifikanten Kraftanteil von 300N resultierend aus der Minimierung der jeweiligen Luftspaltbreite zwischen Anker und Eisenkreis. Die Ausfallwahrscheinlichkeit ist allerdings auf so niedrigem Niveau, daß die IBIT die Magnetcharakteristik nicht überprüft. Im Systemmodell sind die Magnetkräfte durch die nichtlinearen Anteile der DGL abgebildet. Eine Feldschwächung kann somit theoretisch durch die Veränderung der Koeffizienten höherer Ordnung detektiert werden.
- Zentrierfederrelaxation: Fehler an den Zentrierfedern besitzen eine um drei Zehnerpotenzen höhere Ausfallrate als sämtlich andere mechanische Bauteile des Antriebs. Ihre Funktion ist die Zentrierung (Nullposition) und die Lagerung des Motorankers, sie sind daher als funktionskritische Bauteile einzustufen. Der IBIT ist nur schwer in der Lage, diese Ausfälle zu erkennen. Durchgeführt werden Nullpunktstests und Durchfahren der Strom-Weg-Kennlinie. Die Fehleraussage ist jedoch auch in diesem Falle unspezifisch, da sich Abweichungen der Kennlinie auch durch sämtliche anderen Ausfallarten ergeben.

Das Diagnosesystem kann die Federn spezifisch diagnostizieren, sie bilden den linearen Kraftanteil der Rückstellkraft des Linearmotors.

### 8.2.3 mechanische Fehler des Ventilblocks

- mechanisches Versagen der Antriebswelle: Eine 4mm-Welle bildet die mechanische Verbindung zwischen Motor und Ventil. Ein Bruch dieser Kopplung führt unweigerlich zum Totalverlust des Aktuators. Aufgrund der Auftretenswahrscheinlichkeit liegt dieser Fehler jedoch nicht Fokus der IBIT. Auch modellanalytisch ergibt sich keine eindeutige Fehlerzuordnung, der Antriebsausfall wird sich in vielen Parametern niederschlagen und die Fehlersaussage ist unspezifisch.
- Ventilklemmen durch Spanbildung: Späne im Hydraulikfluid die sich im Steuerspalt festsetzen können theoretisch zum Totalausfall führen. Im Aktuator-design wird dem durch  $6\mu\text{m}$  Metallgewebefilter und durch Span-Abscher-Kapazität<sup>2</sup> Rechnung getragen, ein Ausfall daher entwurfsseitig ausgeschlossen.
- mechanische Reibung: Aufgrund der geringen Spaltmaße des Ventils können sich Schwebstoffteilchen an Dichtkanten und Gleitlagerflächen absetzen und zu einer Erhöhung der Coulomb'schen Reibung führen. Der IBIT ist gegen solche Fehler insensitiv, das Diagnosesystem kann den Reibkoeffizienten aus der Bewegungsgleichung mitschätzen. Aufgrund der starren Kopplung zwischen Motor und Ventil ist eine Differenzierung des Reibfaktors allerdings hinsichtlich Entstehungsort nicht beobachtbar.
- mechanisches Versagen von Bauteilen: Druckstöße durch Böenangriff an Steuerflächen oder Pumpendefekte können die Mechanik des bei  $28\text{ MPa}$  ausgelegten Ventilblocks stark belasten. Ausreichende Lastfaktoren berücksichtigen diese Problematik jedoch schon im Entwurfsprozess, die mechanische Festigkeit ist daher gewährleistet und Überlastreaktionen<sup>3</sup> können ausgeschlossen werden. Derzeit einzige Möglichkeit der Detektion ist die visuelle Inspektion und im Falle der Beeinträchtigung der Aktuatordynamik eine unspezifische Fehlererkennung durch Modellparameterveränderung im Diagnosesystem. Das

---

<sup>2</sup>Der elektrische Antrieb besitzt ein so hohes Kraftpotential, daß evtl. auftretende Späne im Steuerspalt abgeschert werden können

<sup>3</sup>Ausgeschlossen sind davon Common-Mode-Failures die durch höhere Gewalt (Brand, Absturz, Beschuß, Säure o.ä.) eingebracht werden können

mechanische Bauteilversagen wird im Falle des Auftretens von Leckagen auch als hydraulischer Fehler gesehen, die Erkennbarkeit hängt direkt von der Leckageerkennung ab (siehe Abs. 8.2.7)

#### 8.2.4 hydraulische Fehler des Ventilblocks

- **Filterverstopfung:** Ein  $6\mu m$  Filter befindet sich hinter der Ölversorgungsarmatur um das Einschwämmen von Verunreinigungen in den Aktuator zur Verminderung des Steuerkantenverschleiß zu verhindern. Die Erkennung dieses Fehlers ist nicht durch den IBIT abgedeckt. Er äußert sich bei stark fortgeschrittenem Verschmutzungsgrad in der Einbuße von Aktuatordynamik, dh. maximale Verfahrensgeschwindigkeiten können nicht mehr erbracht werden und die Einregelzeit wird größer. Dieser Fehler überlagert sich mit dem Steuerkantenverschleiß und wird als Durchflußbeiwert  $\alpha D$  dynamisch modelliert. Da dieser Wert bei Filterverstopfung kleiner wird, während ein Steuerkantenverschleiß einen höheren Beiwert ergibt ist die Filterverstopfung prinzipiell durch den Optimalfilter detektierbar. Allerdings bedingt dies die Beobachtbarkeit von internen Druckverhältnissen als auch die Kenntnis (oder auch das Nichtvorhandensein) externer Störgrößen auf die Zylinderkolbenstange.
- **hydraulische Dämpfung:** Eine Drossel im Überkehrölstrom des Steuerventils dämpft die Rückwirkung der Bernoullikräfte auf den Ventilschieber bei hochfrequenten (ca.  $140Hz$ ) Störgrößen auf die Kolbenstange und verhindert eine Rückkopplung auf die Antriebsregelung. Für volle Wirksamkeit muß dieser Überstromkanal entlüftet werden. Bei Lufteinschlüssen im Ölstrom kann die dämpfende Wirkung nachlassen und die Regelung destabilisieren. Eine direkte Messung und Erkennung mittels IBIT ist nicht möglich, im Rahmen von Wartungsmaßnahmen muß eine sukzessive Entlüftung erfolgen. Anders bei der Filterung: die Drossel wirkt im dynamischen Modell wie eine quadratische Dämpfung und ist daher aufgrund seiner Dynamik von den restlichen Koeffizient separat beobachtbar.
- **Steuerkantenverschleiß:** Die hohe Durchflußverstärkung des Ventils ( $\pm 0.8mm \hat{=} \pm 80l/min$ ) bedingt eine exakt eingeschliffene Steuerkante. Erosion durch Cavitation oder Abrasion verschiebt den hydraulischen Arbeitspunkt und führt zu erhöhtem Leistungsverbrauch in Ruhelage durch Force-Fight mit dem, über den gemeinsamen Schieber direkt gekoppelten,

zweiten Ventilsystem. Das Auftreten dieses Fehlers wird im Design durch Auswahl geeigneter Materialpaarung und Veredelung bzw. Härtung minimiert. Das Erkennen des Steuerkantenverschleiß ist laut IBIT nur durch Aufnahme der Durchflußkennlinie möglich, was jedoch einen Eingriff in die Verrohrung mit sich bringt. Dieser Test wird daher nur im Zuge von Wartungsmaßnahmen durchführbar. Physikalisch hingegen schlägt sich der Verschleiß an den Steuerkanten in dem Durchflußkoeffizienten  $\alpha D$  nieder. Allerdings beeinträchtigt im geschlossenen Zylindermodell das nicht vorhandensein von Kammerdrucksensoren die störungsfreie Beobachtung, die inneren Kammerdrücke müssen aus Zylinderkraft und Zylinderbewegung rekonstruiert werden.

- interne Leckage (System/System): Das duplex-redundante Ventilsystem des Aktuators besitzt eine jeweils aus einem Stück gefertigte und gemeinsam eingeschliffene Steuerhülse sowie Steuerschieber. Die Systemtrennung erfolgt mittels Labyrinthdichtungen zwischen den Rücklaufports. Aufgrund hydrauliksystemspezifischer Eigenheiten kann der Rücklaufdruck bis  $8\text{bar}$  betragen. Druckschwankungen bewirken einen (zulässigen) Intersystemfluß von bis zu  $50\text{ml}/\text{min}$ . Höhere Leckströme, verursacht durch Hülsen- bzw. Schieberbeschädigungen führen zu erhöhter Blindleistung und sind laut Spezifikation nicht zulässig. Eine Detektion solch geringer Durchflußraten sind mit IBITs nur mit externem Equipment möglich. Die theoretische Einschränkung der Aktuatorperformance hinsichtlich Ausfahrgeschwindigkeit und Kraftniveau liegt bei  $80\text{ml}/\text{min}$  bei  $0.1\%$  des Maximalwerts und damit unterhalb des Meßrauschens der Sensorik, ist daher nur bei starken Leckageströmen detektierbar.

### 8.2.5 elektrische Fehler des Zylinders

- Wegmessung: Hauptproblem der Sensorik ist die Signalübertragung (vgl. Abschnitt 8.2.1). Neben Kontaktunterbrechung und Kurzschluß spielen tückische Wackelkontakte eine entscheidende Rolle bei sog. unnecessary removals<sup>4</sup>. Durch den Defekt der inneren Zylinderstangendichtung können die LVDT-Sensoren sowie deren Zuleitungen durch Ölangriff beschädigt werden. Die Detektierbarkeit ist sowohl für den IBIT als auch die analytische Überwachung gemäß der Aussagen aus Abschnitt 8.2.1 gewährleistet.

---

<sup>4</sup>Ausbau und Wartungsaktion an fälschlich als fehlerhaft identifizierten Komponenten

### 8.2.6 mechanische Fehler des Zylinders

- mechanische Zylinderreibung: Die Coulombsche Reibung des Tandemzylinders beträgt  $1100N$ , dies entspricht 2.8% der Maximalkraft. Nach IBIT ist eine erhöhte Reibung nicht feststellbar, da keine Frequenzgänge gefahren werden. Außerdem ergibt sich das Problem der eindeutigen Beobachtbarkeit da interne Ventil- und Aktuatorleckagen u.a. zu gleichen Ergebnissen führen. Dieses gilt prinzipiell ebenso für die Filterung. Lediglich aus der Parametercharakteristik ist eine Trennung möglich: Leckagen sind Ventilwegabhängig, die Reibung bildet einen Kraftbias.
- mechanisches Bauteilversagen: Dieser Fehler ist nicht diagnoserelevant, im Design wurden Schwachstellen ausgemerzt. Eine Detektion ist sinnlos, ein Defekt führte ohnehin zum Totalausfall des Aktuators.

### 8.2.7 hydraulische Fehler des Zylinders

- Dichtungsversagen: Versagen von externen Dichtungen (Kolbenstangendichtungen) führen zu Ölverlust des Versorgungssystems. Laut SPEC darf diese Leckage bei einem statischen Drucktest nicht mehr als  $3Tropfen/min$  betragen. Real wird die externe Undichtigkeit durch visuelle Inspektion von Wartungspersonal oder Flugzeugführern durchgeführt. Mittels Diagnosemethoden kann externer Ölverlust nur bei deutlicher Beeinträchtigung der dynamischen Eigenschaften im Prozentbereich der Normdurchflüsse  $Q_i$ , abhängig von der Filterempfindlichkeit erfaßt werden. Die Detektion kann nicht uneindeutig erfolgen, da externe Ventilleckagen, Intersystemleckagen oder veränderte Durchflußbeiwerte die gleichen Auswirkungen auf das Systemverhalten aufweisen. Drucksensoren zur Erfassung der Kammerdrücke und Flowmeter in den Versorgungsleitungen helfen die Diagnosetiefe zu erhöhen und Leckagen gezielt den Auftrittsorten zuzuweisen, sie sind in diesem Diagnosesetup jedoch nicht berücksichtigt.
- Rohrleitungsleckagen: Sie führen zu externen Leckagen wie in Abschnitt 8.2.7 und 8.2.4. Eine uneindeutige Fehlerdiagnose ist auch hier nicht möglich. Zur Vorbeugung gilt die visuelle Vorflugkontrolle oder Wartungsinspektionen.
- interne Leckage: Dieser Fehler bezieht sich auf die Kolbenflächendichtungen. Während der Aktuatorbewegung entsteht aufgrund des Druckunterschieds in



den Zylinderkammern ein parasitärer Ölstrom, die Performance nimmt ab. Prinzipiell handelt es sich um einen Fehler geringer Ordnung, da dem System kein Öl entzogen wird. Da der Leckstrom von der Wurzel der Druckdifferenz in den Kammern abhängt, wird er erst bei hoher Leistungsanforderung an den Aktuator relevant. Die Diagnostik ist für die Filterung nur unspezifisch möglich, interne Ventilleckagen haben exakt die gleichen Auswirkungen auf die Zylinderdynamik.

- Intersystemleckage: Dieser Fehler bewirkt einen druckdifferenzabhängigen Leckstrom in der Kolbendichtung zwischen den Tandemsystemen. Er wirkt wie eine Intersystemleckage im Ventilsystem und entzieht sich daher einer eindeutigen Detektion. Wie die interne Leckage ist laut FMECA auch dieser Fehler von untergeordneter Wichtigkeit.

### 8.3 Mehrfachfehler

Für die Ermittlung der Ausfallrate bei redundanten Systemen müssen in der FMECA von der Ebene „Baugruppen“ an aufwärts das Auftreten von Mehrfachfehlern in den Komponenten berücksichtigen. Diese Fehler bedeuten für ein Diagnosesystem prinzipiell keinen weiteren Entwurfsaufwand. Ist die fehlerspezifische Beobachtbarkeit durch das zugrundeliegende mathematische Prozeßmodell gegeben, werden sich Mehrfachfehler anhand ihrer unterschiedlichen Symptome auch bei gleichzeitigem Auftreten detektieren lassen.

Die FMECA hingegen betrachtet die Mehrfachfehler bei der Berechnung der Ausfallraten von redundanten bzw. aus verschiedenen Komponenten zusammengesetzten Systemen (Baugruppen). Daher ist hier der Vollständigkeit halber ein grober Abriß über die Klassifikation der Mehrfachfehler gegeben.

#### 8.3.1 Operabilitätsklassen

Die Auswirkungen von Fehlern auf die Systemoperabilität sind Gegenstand der Spezifikation und somit entscheidende Entwurfskriterien. Man unterscheidet folgende wichtige operationelle Forderungen [Kub93]:

- fail-op (system **fails** **operative**): Das Auftreten eines beliebigen Fehlers ermöglicht weiterhin den (operationell eingeschränkten) Betrieb des technischen Systems.

- fail-deg (system **fails degraded**): Das Auftreten eines beliebigen Fehlers führt zu einer Systemfunktion mit reduzierter Leistung.
- fail-safe (system **fails safe**): Das Auftreten eines beliebigen Fehlers führt höchstens zu einem gefährdungsfreien<sup>5</sup> Systemausfall.
- fail-ind (system **fails indicate**): Das Auftreten eines beliebigen Fehlers führt zum Systemausfall, der dem übergeordneten System allerdings angezeigt wird.

Umfaßt die Vorgabe für die Systemoperabilität auch Mehrfachfehler so kombiniert man zur Beschreibung die obengenannten Kriterien. Der hier betrachtete Seitenruder-Aktuator unterliegt für verschiedenartige Mehrfachfehler einer **fail-op/fail-op** Operabilität, für gleichartige Ausfälle gilt **fail-op/fail-safe**.

Die fail-op Anforderung fordert grundsätzlich die uneingeschränkte Erfüllung der Systemfunktionen. Fail-safe Zustände beschränken sich jedoch völlig auf die Vermeidung von Gefährdungen oder direkten Folgeschäden. Untenstehende Aufzählung gibt eine Auswahl gefährlicher Aktuatorausfälle (fail-hazardous, fail-catastrophic), die die Sicherheit des Flugzeugs gefährden können.

- Massiver Ölverlust: Durch mechanische Beschädigung von hydraulischen Bauteilen tritt Öl aus, so daß ein gesamter Hydraulikkreis des Flugzeugs ausfällt. Sind an diesem Verorgungszweig nicht redundant ausgelegte, sekundäre Stellglieder (z. B. das Fahrwerk) angeschlossen, fällt neben dem Aktuator auch eine Reihe wichtiger Funktionsbausteine aus, die sichere Flugdurchführung wird gefährdet.
- Klemmen/Stillstand des Aktuators in Extrempositionen: Fällt ein Aktuator der primären Flugsteuerung in maximal ein- oder ausgefahrener Position aus, erzeugt die Steuerklappe ein ständiges Moment um die Steuerachse. Zur Kompensation dieser Momente wird u.U. die gesamte Stellreserve der übrigen Steuerflächen benötigt, eine sichere Durchführung des Fluges ist nicht mehr möglich, da gerade bei kritischen Flugphasen (z. B. Landung) volle Steuerbarkeit erforderlich ist.

Daher ist die fail-safe Bedingung unterste Grenze der auf elektrohydraulische Aktuatoren bezogenen Spezifikation. Um die obengenannten kritischen Ausfallarten zu umgehen ist ein spezielles Bypass-Ventil als Sicherheitselement zwischen Ventil und

---

<sup>5</sup>Gefährdung: mögliche Beeinträchtigung der physischen Unversehrtheit des Benutzers

Zylinder für jedes der zwei Hydrauliksysteme eingebracht worden. Es verhindert bei Druckabfall in der Versorgungsleitung weiteres Einströmen von Öl in die Zylinderkammern und öffnet einen Überstromkanal zwischen den Zylinderkammern, so dass a) die Klappe auswehen, und b) der Aktuator durch das zweite Hydrauliksystem weiterhin betätigt werden kann. Konstruktiv ist es im jeweiligen Ventilblock untergebracht.

Wird anhand einer Fehleranalyse festgestellt, daß die erforderlichen Operabilitätsbedingungen sowie die spezifizierte Ausfallrate von höchstens 1Ausfall/10<sup>9</sup>Betriebsstunden<sup>6</sup> für den Gesamtaktuator nicht erfüllt wird, muß konstruktiv eine Erhöhung der Ausfallsicherheit durch Schaffung von Redundanz berücksichtigt werden. Die Berechnung der Systemzuverlässigkeit erfolgt mit der booleschen Systemtheorie [vgl. [Mey82], [uGL90]] mittels Propabilitäts-Blockschaltbildern. Dabei wird davon ausgegangen, daß sämtliche Ausfallraten der Bauteile bekannt und konstant sind. Die Berechnung erfolgt dann mit Hilfe der Wahrscheinlichkeitstheorie für verknüpfte, stochastisch unabhängige Zufallsprozesse. Da die Festlegung der Redundanzstruktur nicht Gegenstand der vorliegenden Arbeit war, wird auf die boolesche Theorie hier nicht näher eingegangen.

### 8.3.2 Common-Mode-Fehler

Common-Mode-Fehler sind Ausfallerscheinungen gemeinsamer Ursache. Absturz, Beschuß, Vandalismus, extreme Temperaturen u.v.m. sind mögliche Auslöser. Common-Mode-Fehler führen auch in redundanten Systemen zu Totalausfällen, sofern die verschiedenen Zweige gleichen funktionellen Aufbau besitzen [Mey82]. Diversifikation der Funktionselemente und räumliche Trennung, sowie Vermeidung von Verknüpfungen innerhalb redundanter (Teil-)Stränge sind geeignete Maßnahmen zur Vermeidung von Totalausfällen durch Common-Mode-Fehler. Quantifizieren lassen sich die Ausfallrate durch solche Fehler in erster Linie durch Beobachtungen des Betriebsverhaltens und mögliche Betriebserfahrungen vergleichbarer Systeme. Die FMECA berücksichtigt bei der Fehleranalyse und der Berechnung der statistischen Sicherheit die Common-Mode-Fehler prinzipbedingt nicht.

---

<sup>6</sup>Mittlere Einsatzdauer mit der Maßgabe der Durchführung von Wartungsmaßnahmen und zyklischer Teileerneuerung (Reparaturrate)

## 9 Das Systemmodell

Die Festlegung der Diagnosemethode bestimmt die Struktur des mathematischen Prozeßmodells. Insofern ist die Erläuterung des Systemmodells hier der Verfahrensauswahl (siehe Kapitel 10) vorgegriffen. Wegen dem Bezug des Modells zur Aktuator- und Aktuatorfehleranalyse einerseits und der flüssigen Weiterleitung zu dem entwickelten Filteralgorithmus andererseits wird das Aktuatoremodell jedoch an dieser Stelle vorgestellt.

Grundlage bilden die physikalischen Gesetzmäßigkeiten für die Aktuatordynamik in Form von Differentialgleichungen. Dies schließt die Berücksichtigung nichtlinearer Systemzusammenhänge zur Erhöhung der Modellgüte mit ein.

Man erhält ein nichtlineares Zustandsraummodell mit konzentrierten Parametern. Die Herleitung des elektrisch-mechanischen Motormodells wurde bereits in Vorarbeiten [U96] [R] ausführlich beschrieben. Es läßt sich nach der Unterteilung in Funktionsbausteine (s. Kap. 7) modular entwickeln und herleiten.

Die dynamischen Zustände des elektrischen Teilmodells sind die magnetischen Flüsse  $\psi_i, i = 1..4$  und  $\psi_h$  im Eisenkreis. Kraftwirksam ist nur der von den Einzelspulen erzeugte, die Wirbelstromspule  $L_{hh}$  durchfließende Hauptfluß  $\psi_h$ .

$$\underline{\psi} = \begin{bmatrix} \psi_1 & \psi_2 & \psi_3 & \psi_4 & \psi_h \end{bmatrix}^T \quad (3)$$

Die Berücksichtigung von Streuverlusten und gegenseitige Mitkopplung erzeugt eine 5×5-Induktivitätsmatrix:

$$\underline{L} = \begin{bmatrix} L_1(1 + \sigma_1) & M_{12} & M_{13} & M_{14} & M_{1,h} \\ M_{21} & L_2(1 + \sigma_2) & M_{23} & M_{24} & M_{2,h} \\ M_{31} & M_{32} & L_3(1 + \sigma_3) & M_{34} & M_{3,h} \\ M_{41} & M_{42} & M_{43} & L_4(1 + \sigma_4) & M_{4,h} \\ M_{h,1} & M_{h,2} & M_{h,3} & M_{h,4} & L_{hh} \end{bmatrix} \quad (4)$$

Die Eisensättigung wird durch den nichtlinearen Zusammenhang

$$K_{sat} = \frac{1}{1 + C_{sat}\psi_h^2} \quad (5)$$

beschrieben. Wirbelstromverluste berücksichtigt man durch ein Dämpfungsglied  $R_{FE}$  im Stromkreis der Wirbelstromspule.

Das Gleichungssystem in vektorieller Form lautet:

$$\dot{\underline{\psi}} = \underline{u} - \underline{u}_{ind} - \underline{R}_i \underline{L}_s^{-1} \underline{\psi} \quad (6)$$

Dabei sind

$$\dot{\underline{\psi}} = \left[ \frac{d\psi_1}{dt} \quad \frac{d\psi_2}{dt} \quad \frac{d\psi_3}{dt} \quad \frac{d\psi_4}{dt} \quad \frac{d\psi_h}{dt} \right]^T \quad (7)$$

der Gradient des Zustandvektors  $\underline{\psi}$  ,

$$\underline{u} = \left[ u_1 \quad u_2 \quad u_3 \quad u_4 \quad 0 \right]^T \quad (8)$$

die quadruple Spulenanregung. Die Gegen-EMK lautet:

$$\underline{u}_{ind} = K_{ind} \dot{x} \cdot \left[ 1 \quad 1 \quad 1 \quad 1 \quad 1 \right]^T \quad (9)$$

Über  $\underline{u}_{ind}$  ergibt sich eine direkte Rückkopplung des mechanischen Modells über die Ankergeschwindigkeit  $\dot{x}$  . Die Spulendynamik wird von der Widerstandsmatrix

$$\underline{R}_i = \begin{bmatrix} R_1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & R_2 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & R_3 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & R_4 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & R_{FE} \end{bmatrix}^T \quad (10)$$

und der sättigungsbehafteten Koppelmatrix

$$\underline{L}_s^{-1} = K_{sat} \cdot \underline{L}^{-1} \quad (11)$$

gebildet. Die elektrodynamische Kraft auf den Motoranker berechnet sich zu:

$$F_{dyn} = K_{mag} \psi_h \quad (12)$$

Das mechanische Modell bildet die Schnittstelle zwischen elektrischen sowie hydraulischen Funktionselementen. Eingangsgrößen für das mechanische Modell bilden die elektrodynamische Kraft  $F_{dyn}$  sowie die hydraulischen Strömungskräfte (Bernoullikräfte)  $F_{Str}$ . Die Bewegungsgleichung lautet:

$$m\ddot{a} = d(\dot{x})\dot{x} + c_{fed}x - F_{ext} \quad (13)$$

---

Die Masse  $m$  setzt sich aus dem Motoranker  $m_M$  und dem Ventilschieber  $m_S$  sowie allen mitbewegten Anbauteilen (u.a. LVDT-Tauchkerne) zusammen. Der Koeffizient  $C_{fed}$  beschreibt den Anteil der Zentrierfederkräfte. Einzelmessungen ergaben eine lineare Kennlinie im gesamten Bewegungsbereich der Tellerfedern, die zur einen zur Nullpunktsstabilität, zum anderen der zentrierten Ankerführung dienen. Die beiden gegensinnig vorgespannten Tellerfedern sind so eingestellt, daß an keiner Stelle ihre Entspannung erreicht wird.

Die Reibkraft  $F_R = d(\dot{x}) \cdot \dot{x}$  tritt theoretisch nur im Ventilschieber auf, da hier die einzigen Gleitlager auftreten. Jedoch wird im besonderen bei dem Linearmotor eine ausgeprägte Weghysterese beobachtet. Die rührt aus der Einspannung der Tellerfedern im Motorgehäuse her. Diese ist zwar reibschlüssig ausgelegt, weist jedoch einen zu geringen Reibkoeffizienten auf. Der Effekt des Losbrechens zwischen Tellerfeder und Motorgehäuse ist allerdings nicht reproduzierbar und daher nicht modellierbar. Numerisch produziert das Ersatzmodell der Reibkraft als Striebeck-Kennlinie im Bereich geringer Ankergeschwindigkeiten große Sprünge im Gradienten, die aufgrund der steifen DGL des Spulensystems zu Instabilität führen kann. Abhilfe schafft der Einsatz einer stetig differenzierbaren Exponentialfunktion als nicht-lineares Dämpfungsglied [R]. Da jedoch diese Operation nicht von der Mathematik-Bibliothek für das  $\alpha$ -board verfügbar ist, wird diese Funktion durch ein Funktion der Form

$$F_R = \frac{k\dot{x}}{l + m|\dot{x}|} \quad (14)$$

angenähert.

Die externen Kräfte  $F_{ext}$  setzen sich zusammen aus:

- Die elektrodynamische Antriebskraft  $F_{dyn}$ : Kraft auf den Anker die von dem Spulenhauptfluß  $\psi_h$  erzeugt wird.
- Die Permanentmagnetkräfte  $F_{perm}$ : Theoretische Herleitung erfolgte in [U96], jedoch konnten Randeffekte durch Lagetoleranzen sowie den Ankerschlitz zur Linearisierung der statischen Kennlinie nicht berücksichtigt werden. Daher mußten die Permanentmagnetkräfte aus Messungen am Linearmotor identifiziert werden. Aufgrund der mechanischen Wegbeschränkung des Linearmotors ist der kraftwirksame Luftspalt in den Extrempunkten nie kleiner als  $0,4mm$ , man bleibt außerhalb des Nahfeldes mit stark nichtlinearen Kraftanstieg. Es er-

gibt sich eine wegabhängige, schwach nichtlineare, punktsymmetrische Funktion dritter Ordnung:

$$F_{perm} = C1_{perm}x + C3_{perm}x^3 \quad (15)$$

- Hydraulische Dämpfung  $F_d$ : Konstruktive Stabilisierungsmaßnahme durch Überstromdämpfungsdrössel im Ventilschiebergehäuse. Sie berechnet sich zu  $F_d = d_{hydr}\dot{x}^2$ .
- Bernoullikräfte  $F_{Str}$ : Strömungskräfte an geöffneten Ventilschieber-Steuerkanten.

Das **hydraulische Modell** bildet das Bindeglied zwischen Ventil- und Zylindermechanik. Das Teilmodell für den Ventilschieber lautet gemäß der Bernoulli-Gleichung für ideale Blenden [Sig91] [R]:

$$\dot{Q}_{1,i} = \begin{cases} \alpha_D \sqrt{\frac{2}{\rho}} \dot{A}_{1,i} \sqrt{|\dot{p}_S - \dot{p}_{A,i}|} & : & A_{1,i} > 0 \\ 0 & : & A_{1,i} \leq 0 \end{cases} \quad (16)$$

$$\dot{Q}_{2,i} = \begin{cases} \alpha_D \sqrt{\frac{2}{\rho}} \dot{A}_{2,i} \sqrt{|\dot{p}_{A,i} - \dot{p}_R|} & : & A_{2,i} < 0 \\ 0 & : & A_{2,i} \geq 0 \end{cases} \quad (17)$$

$$\dot{Q}_{3,i} = \begin{cases} \alpha_D \sqrt{\frac{2}{\rho}} \dot{A}_{3,i} \sqrt{|\dot{p}_S - \dot{p}_{B,i}|} & : & A_{3,i} > 0 \\ 0 & : & A_{3,i} \leq 0 \end{cases} \quad (18)$$

$$\dot{Q}_{4,i} = \begin{cases} \alpha_D \sqrt{\frac{2}{\rho}} \dot{A}_{4,i} \sqrt{|\dot{p}_{B,i} - \dot{p}_R|} & : & A_{4,i} < 0 \\ 0 & : & A_{4,i} \geq 0 \end{cases} \quad (19)$$

$$i = 1, 2 \quad \Rightarrow \quad \text{Zylindersystem 1,2} \quad (20)$$

Die Volumenströme  $Q_{1..4,i}$  entsprechen den Durchflüssen durch die vier Steuerkanten pro Tandemsystem. Die untenstehende Skizze (Abb. 22) verdeutlicht die Anordnung.

Die abgewinkelten Steuerkanten bilden Trapezblenden, an die sich Rechteckblenden anschließen.

Die Berechnung der Blendengeometrie ergibt sich zu:

$$A_{St,i} = \begin{cases} 0 & : & s_i < 0 \\ 2 \left( a s_i + \frac{c-a}{2b} s_i^2 \right) & : & 0 < s_i < b \\ 2 \left( c s_i - \frac{c-a}{2} b \right) & : & b < s_i \leq y_{max} \end{cases} \quad (21)$$

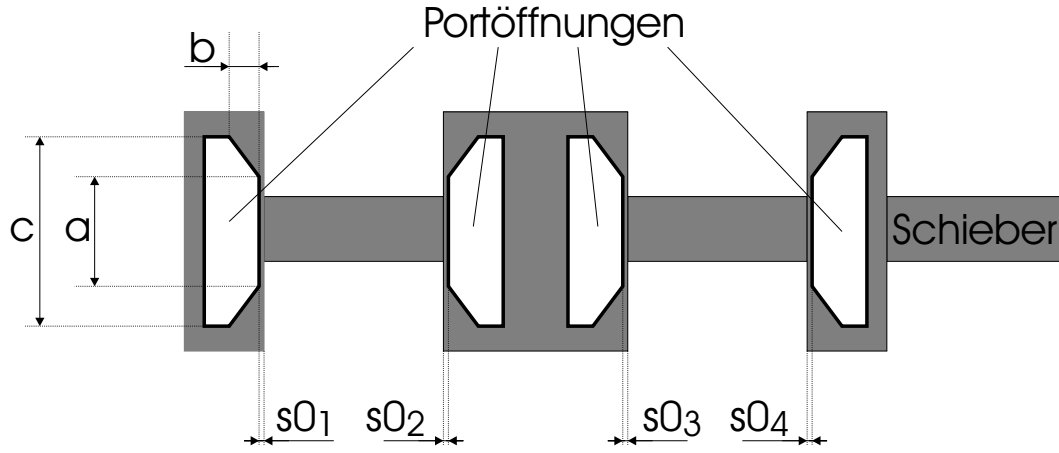


Abbildung 22: Blendengeometrie und spezifische Parameter

Die Steuerschlitzbreite  $s_i$  berechnet sich aus dem Ankerweg des Linearmotors unter Berücksichtigung des hydraulischen Nullpunkt-Offsets  $h0$  zwischen Motor und Ventil sowie der jeweiligen Steuerkanten-Nullüberdeckungen  $s0_i$  zu:

$$s_{1,3} = \begin{cases} +y - h0 - s0_{1,3} & : & +y - h0 - s0_{1,3} > 0 \\ 0 & : & \text{sonst.} \end{cases} \quad (22)$$

$$s_{2,4} = \begin{cases} -y + h0 - s0_{2,4} & : & -y + h0 - s0_{2,4} > 0 \\ 0 & : & \text{sonst.} \end{cases} \quad (23)$$

Die Nullüberdeckungen sind aufgrund von Fertigungstoleranzen für jeden Aktuator spezifisch zu identifizieren.

Die Rückführungsgröße in das mechanische Ventilmodell ist die an den Steuerkanten angreifende Bernoullikraft. Die Bestimmungsgleichung lautet:

$$\begin{aligned} F_{Str} &= \rho \sum Q_i V_{Str,i} \cos \beta_i \\ \text{und mit } V_{Str,i} &= \frac{Q_i}{A_{St,i}} = \alpha D \sqrt{\frac{2}{\rho} |\Delta p|} \operatorname{sign}(\Delta p) \\ \Rightarrow F_{Str} &= \rho \cos \beta_i \left( \frac{Q_1^2}{A_{St,1}} - \frac{Q_2^2}{A_{St,2}} - \frac{Q_3^2}{A_{St,3}} + \frac{Q_4^2}{A_{St,4}} \right) \end{aligned}$$

Der Strahlwinkel  $\beta_i$  ist eine Funktion von Steuerkantengeometrie, Spaltbreite und Druckdifferenz über der Steuerkante. Zusätzlich wurden vom Hersteller Prallflächen



konstruktiv derart gestaltet, daß sich ein der Bernoullikraft entgegenwirkendes Moment auf den Steuerschieber ergibt. Dies hat zum einen die Minimierung der Ventilkraften zum anderen jedoch die Linearisierung der Kennlinie für die Bernoullikraft zum Ziel. Der Modellparameter  $\beta = f(A_{St,i}, \Delta p)$  ist somit ein zu indentifizierender Ersatzparameter.

Das hydraulische Zylinderteilmodell für das Tandemsystem ergibt sich aus der Kontinuitätsgleichung [ea62]:

$$\begin{aligned}
 \dot{p}_{A1} &= \frac{E_{oel}}{V_{0A1} + \lambda_K A_K \cdot x_{hub}} \cdot (Q_2 - Q_1 - \lambda_K A_K \dot{x}_{hub} - Q_{Li}) \\
 \dot{p}_{B1} &= \frac{E_{oel}}{V_{0B1} + A_K \cdot x_{hub}} \cdot (Q_4 - Q_3 - A_B \dot{x}_{hub} + Q_{Li} - Q_{Lss}) \\
 \dot{p}_{A2} &= \frac{E_{oel}}{V_{0A2} + A_K \cdot x_{hub}} \cdot (Q_6 - Q_5 - A_K \dot{x}_{hub} - Q_{Li} + Q_{Lss}) \\
 \dot{p}_{B2} &= \frac{E_{oel}}{V_{0B2} + A_K \cdot x_{hub}} \cdot (Q_8 - Q_7 - A_K \dot{x}_{hub} + Q_{Li})
 \end{aligned} \tag{24}$$

Der Volumenstrom  $Q_{Li}$  bezeichnet die interne (am Hubkolben auftretende) Leckage,  $Q_{ss}$  entspricht der Leckage zwischen beiden Tandemsystemen (Intersystem Leakage).

Das mechanische Modell für Hubkolben und aerodynamische Steuerflächen entspricht einem schwach gedämpften, durch eine steife Feder gekoppelten Zweimassenschwinger.

$$m_K \ddot{x} = A_K (\lambda_K \cdot p_{A,1} - p_{B,1} + p_{A,2} - p_{B,2}) - F_{RK} - C_{Koppl.} \cdot (x - z) \tag{25}$$

$$m_{Last} \ddot{z} = C_{Koppl.} (x - z) - d_{RL} \dot{z} \tag{26}$$

Der Faktor  $\lambda_K$  beschreibt die vergrößerte Kolbenwirkfläche in Kammer 1 des ungleichmäßigen Kammersystems aufgrund der Differenz von Kolben- und Verdrängerkolbendurchmesser (s. Abb. 14). Die Kolbenreibungskraft  $F_{RK}$  ist wie bei dem Ventilschieber ebenfalls als stegig differenzierbare Funktion modelliert.

---

## 10 Das Schätzproblem

Gemäß der Aufgaben der Prozeßüberwachung (vgl. Abb. 2) zielt ein Diagnosealgorithmus auf die Erkennung von Fehlersymptomen und deren Klassifikation. Bei Einsatz analytischer Verfahren nach [Fra94] und [Ise96] erfolgt die Beobachtung von eintretenden Fehlern aus dem Differenz zwischen Prozeß- sowie Modellausgangsgrößen (vgl. Abb. 3). Diese Residuen sind jedoch unspezifisch<sup>7</sup> für die Erkennung der Fehlerursache, lediglich das Eintreten eines Ausfalls kann detektiert werden. Fehlererkennungsalgorithmen die zur schnellen Detektion des Eintretens eines beliebigen Fehlers sowie des Zeitpunkt des Eintretens eines Fehlers eingesetzt werden, bezeichnet man daher als Residuengeneratoren.

Die anschließende Bestimmung der Fehlerursache kann nur mittels eingehender Systemkenntnis über die Rückwärts-Verknüpfung der Residuen (Fehlersymptome) mit den möglichen Systemausfällen erfolgen. Die Gruppe der anwendbaren Algorithmen zur Fehlerextraktion aus Meßdatensätzen werden als Klassifikatoren bezeichnet. Die Fehlerdiagnose umfaßt sowohl die Aufgabe der Fehlererkennung als auch der Klassifikation. Je nach numerischem Aufwand der Fehlerextraktionsarithmetik kann eine Diagnose online in Echtzeit oder unter Verwendung eines online gemessenen Datensatzes offline erfolgen.

Die Aufgabe der analytischen Diagnosemethoden besteht also aus der Extraktion von Nutzinformation aus verfügbaren Meßdatensätzen unter Verwendung der vorhandenen Systemkenntnis (z.B. mathematisches Systemmodell). Diese Nutzinformation dient dann zur mathematischen Bestimmung von Zuständen oder Parametern des Systemmodells. Deterministische Verfahren zur Systemidentifikation ermitteln die Zustände durch Minimierung eines quadratischen Gütefunktional  $J$  der Art:

$$J(\epsilon) = E(\epsilon^2) = E((\underline{x}_i - \hat{\underline{x}}_i)^T (\underline{x}_i - \hat{\underline{x}}_i)) \rightarrow \min \quad (27)$$

In der Praxis ist einer Messung jedoch stets eine nicht vernachlässigbare, stochastische (durch Rauschen erzeugte) Störung i.a. additiv überlagert. Auch die Systemzustände und Parameter können als stochastische Größen aufgefaßt werden. Die optimale Lösung zur Informationsgewinnung ist dann ein stochastisches Filter. Das Schätzproblem ist dann die Berechnung der durch das Meßrauschen bedingten Wahrscheinlichkeitsverteilungsdichtefunktion (a posteriori Dichte) für das Eintreten eines bestimmten Fehlers. Bei Gaußverteilung der Zufallsvariablen „Meßgröße“

---

<sup>7</sup>Ausnahme: direkt mit der Messung verknüpfte Fehler

und „Zustand“ läßt sich diese Dichtefunktion durch Berechnung des Mittelwerts und der Varianz (1. und 2. stochastisches Moment) vollständig beschreiben.

Liegt die mathematische Prozeßbeschreibung als Zustandsraummodell vor, eignen sich Beobachter-Strukturen (siehe Tabelle 5, [Kre80]) besonders zur Fehlerdiagnose, da durch die Rekonstruktion von Modellzuständen Aussagen über die Prozessdynamik gewonnen werden können.

Schätzaufgabe	Signalprozess	Störungen	Optimale Schätzeinrichtung
Signalauffindung	stationär und skalar; Leistungsdichtespektrum		Wiener-Filter
Parameter-schätzung	instationär und vektoriell, lineare Zustands- differentialgleichung	nicht berücksichtigt	Least-Squares- Algorithmen
Zustandsgrößen-schätzung			Luenberger- Beobachter
		System- und Meßrauschen weiß und normalverteilt	Kalman-Filter, Kalman-Bucy-, Filter
Zustandsgrößen-schätzung oder gemeinsame Zustands- und Parameter-schätzung	instationär und vektoriell, nichtlineare Zustands- differential- und Meßgleichung	System- und Meßrauschen weiß und normalverteilt	Erweitertes- Kalman-Filter (EKF)
		andere Verteilungs- dichtefunktionen	nichtlineare Filter, Ansätze: Kushner, Stratonowitsch

Tabelle 5: Verfahren der Optimalfilterung

Die Tabelle 5 ist der Literatur [Kre80] entnommen und stellt die wichtigsten Verfahren der Optimalfilter bezüglich der spezifischen Eigenschaften und Einsatzgebiete gegenüber.

Für eine hohe Diagnosetiefe muß der Prozeß physikalisch möglichst exakt modelliert werden. Nur dann ist sichergestellt, daß der Bezug zwischen Fehlersymptom und Ursache eindeutig ist. Andernfalls könnten sich verschiedene Fehler in den selben Parameteränderungen niederschlagen, eine Klassifikation wäre somit nicht exakt möglich. Weiterhin muß sichergestellt sein, daß die Modellstruk-

tur zeitinvariant vorliegt. Alle betriebsrelevanten Veränderungen des Prozeßmodells (Wärmedehnung, Lageänderung, Gewichtsänderung durch Reduktion von Betriebsmitteln usw.) müssen entweder innerhalb der Parameterunsicherheiten bzw. dem Systemrauschen liegen oder im Modellentwurf berücksichtigt werden. Dies bedingt einen hohen Aufwand für die Identifikation und Modellierung, man erhält ein (zumeist nichtlineares) Prozessmodell hoher Güte, in dem alle entwurfstechnisch abzudeckenden Fehler durch Parametervariation oder Systemzustände abgebildet werden können. Ein nichtlineares Filter zur Zustands- und Parameterschätzung führt das Prozeßmodell optimal dem physikalischen Prozeß nach, durch Parametervergleich mit dem Nominalmodell lassen sich nach Filtereinschwingen Abweichungen detektieren und Fehleraussagen ableiten.

## 10.1 Extended-Kalman-Filter Herleitung

Auf die Herleitung des Filteralgorithmus wird hier nur insofern eingegangen, als es zum Verständnis der Filterproblematik und der eingesetzten Stabilisierungsmaßnahmen notwendig ist. Für eine genaue Herleitung sei für den stochastischen Ansatz auf V.Krebs [[Kre80]] und für den deterministischen Ansatz auf A.Gelb [[Gel74]] verwiesen.

Das Filter ist ein nichtlinearer Beobachter oder Zustands-Rekonstruktions-Filter das aus einem Meßdatensatz anhand von apriori Modellkenntnissen und der Meßgleichung die dynamischen Zustände ermittelt. Es ist ein kontinuierlich-diskretes Erweitertes-Kalman-Filter, das zur Parameterschätzung dadurch eingesetzt werden kann, daß den eigentlich statischen Prozeßparametern ein quasi-dynamisches Variationsmodell zugrunde gelegt wird. Da der Prozeß zeitkontinuierlich vorliegt, wird das Prozeßmodell ebenso kontinuierlich propagiert. Allerdings begnügt sich das Filter mit einer verhältnismäßig einfachen Approximation der nichtlinearen Systemfunktionen unter Verwendung der Glieder erster Ordnung der Taylorreihenentwicklung um den bedingten Erwartungswert der Zustände am Arbeitspunkt (lokale Approximation). Dies hält erstens der numerische Aufwand gering und zweitens bleibt der systematische Fehler bei genügend kleiner Schrittweite vernachlässigbar.

Die kontinuierliche, nichtlineare Systemgleichung lautet

$$d\underline{x}(t) = \underline{f}[\underline{x}(t), t]dt + \underline{u}(t)dt + \underline{G}[\underline{x}(t), t]d\underline{\beta}(t) \quad (28)$$

Der erweiterte Zustandsvektor  $\underline{x}$  (augmented state vector) besteht dabei aus den

dynamischen Zuständen  $x_i$  und quasidynamischen Parametern  $\theta_i$  (vgl. 9).

$$\underline{x} = [x_1, x_2, \dots, x_n, \theta_1, \theta_2, \dots, \theta_m]^T \quad (29)$$

Die deterministische und meßbare Prozeßanregung  $\underline{u}$  wird in dem Systemmodell mitberücksichtigt, obwohl der klassische Kalman-Filter-Algorithmus lediglich von dem durch die Kovarianzmatrix  $\underline{G}$  gewichteten weißem Rauschen  $d\underline{\beta}(t)$  angeregt wird. Das Systemrauschen wird als gauß'scher normalverteilter Prozess mit mittelfreiem Erwartungswert und bekannter Varianz  $\underline{\beta}(t) \sim N(\underline{0}, \underline{Q}(t))$  angenommen. Durch die externe Anregung lassen sich ausgesuchte Arbeitspunkte der nichtlinearen Systemfunktion gezielt anfahren.

Die Messung erfolgt jeweils zu diskreten Zeitpunkten, daher erfolgt der Update der Filterzustände aufgrund vorliegender Meßinformation nur zu den Abtastzeitpunkten. Die diskrete, nichtlineare Meßgleichung lautet

$$\underline{y}(t_k) = \underline{h}(\underline{x}(t_k), t_k) + \underline{\nu}(t_k) \quad (30)$$

Wie das Systemrauschen wird auch das diskrete Meßrauschen als gaussverteilt angenommen, es gilt:  $\underline{\nu}(t_k) \sim N(\underline{0}, \underline{R}(t_k))$

Das EKF erfolgt in zwei Schritten .

- **Filterung:** Dies ist der wichtigste Schritt des Algorithmus. Es erfolgt die Berechnung der bedingten Verteilungsdichte aufgrund eingegangener Meßinformation zum aktuellen Zeitpunkt  $\underline{y}(t_k)$  der Messung. Die Verteilungsdichte [E91] der Systemdynamik wird hierbei als hinreichend bekannt vorausgesetzt. Ergebnis ist ein Update der Systemzustände  $\hat{\underline{x}}$  zum Zeitpunkt  $t_k$  unter Berücksichtigung der additiven, stochastischen Störung von sowohl Meß- als auch Systemrauschen.
- **Prädiktion:** Anhand der gefilterten, aktuellen Schätzwerte für die Zustände  $\hat{\underline{x}}(t_k)$  wird der Verlauf der a priori Verteilungsdichte der Systemzustände bis zum Zeitpunkt des Eintreffens der nächsten Messung ermittelt. Die Lösung der Vorwärts-Diffusionsgleichung nach Fokker-Planck (siehe [Kre80]) zerfällt bei angenommener Gaußverteilung in die Berechnung von Erwartungswert  $\underline{x}(t_{k+1}|t_k)$  und Varianz  $\underline{P}(t_{k+1}|t_k)$  (1. und 2. stochastisches Moment).

Filterung:

$$\underline{x}(t_k|t_k) = \underline{x}(t_k|t_{k-1}) + \underline{K}(t_k)(\underline{e}(t_k)) \quad (31)$$

$$\text{mit dem Residuum } \underline{e} = \underline{y}(t_k) - \underline{h}[\underline{x}(t_k|t_{k-1}, t_k)] \quad (32)$$

$$\underline{P}(t_k|t_k) = [\underline{I} - \underline{K}(t_k)\underline{H}(t_k)]\underline{P}(t_k|t_{k-1}) \quad (33)$$

$$\underline{K}(t_k) = \underline{P}(t_k|t_k)\underline{H}^T(t_k)\underline{R}^{-1}(t_k) \quad (34)$$

Die Berechnung der optimalen K-Matrix ist das eigentliche Optimierungsproblem des Algorithmus. Sie erfolgt nach obiger Gleichung solcher Art, daß für die resultierenden Zustände  $\underline{x}(t_k|t_k)$  die gewichtete Summe der Hauptdiagonalelemente der Kovarianzmatrix minimiert wird (Minimal-Varianz-Schätzung). Formal entspricht die Rückführung der Residuen einer Regelkreisstruktur, wobei die zeitvariante Verstärkung folgenden, plausiblen Gesetzmäßigkeiten unterliegt (vgl. [Kre80]):

- Für starkes Meßrauschen ( $\underline{R}$  groß) sollte  $\underline{K}$  klein sein (Filterregelkreis langsam), damit der Filter nicht dem hochfrequenten Meßrauschen des Residuums, sondern dem eigentlichen Signal  $\underline{y} = \underline{h}(\underline{x}(t_k|t_{k-1}, t_k))$  nachfolgt. Dies kommt dadurch zum Ausdruck, daß  $\underline{K}$  proportional zu  $\underline{R}^{-1}$  ist.
- Für starkes Streckenrauschen ( $\underline{Q}$  groß) wird der Zustand  $\underline{x}$  stärker angeregt, das Filter sollte gutes Folgeverhalten ( $\underline{K}$  groß) aufweisen. Dem wird durch die Proportionalität von  $\underline{K}$  und  $\underline{P}$  Rechnung getragen, es wächst  $\underline{P}$  während des Prädiktionsschritts mit  $\underline{Q}$  (siehe Gl. 36).

Prädiktion:

kontinuierliche Zustandspropagation:

$$\underline{x}(t_{k+1}|t_k) = \underline{x}(t_k|t_k) + \int_{t_k}^{t_{k+1}} \underline{f}[\underline{x}(t), t] dt \quad (35)$$

diskrete Kovarianzpropagation:

$$\underline{P}(t_{k+1}|t_k) = \underline{\Phi}(t_k)\underline{P}(t_k|t_k)\underline{\Phi}^T(t_k) + \underline{Q} \quad (36)$$

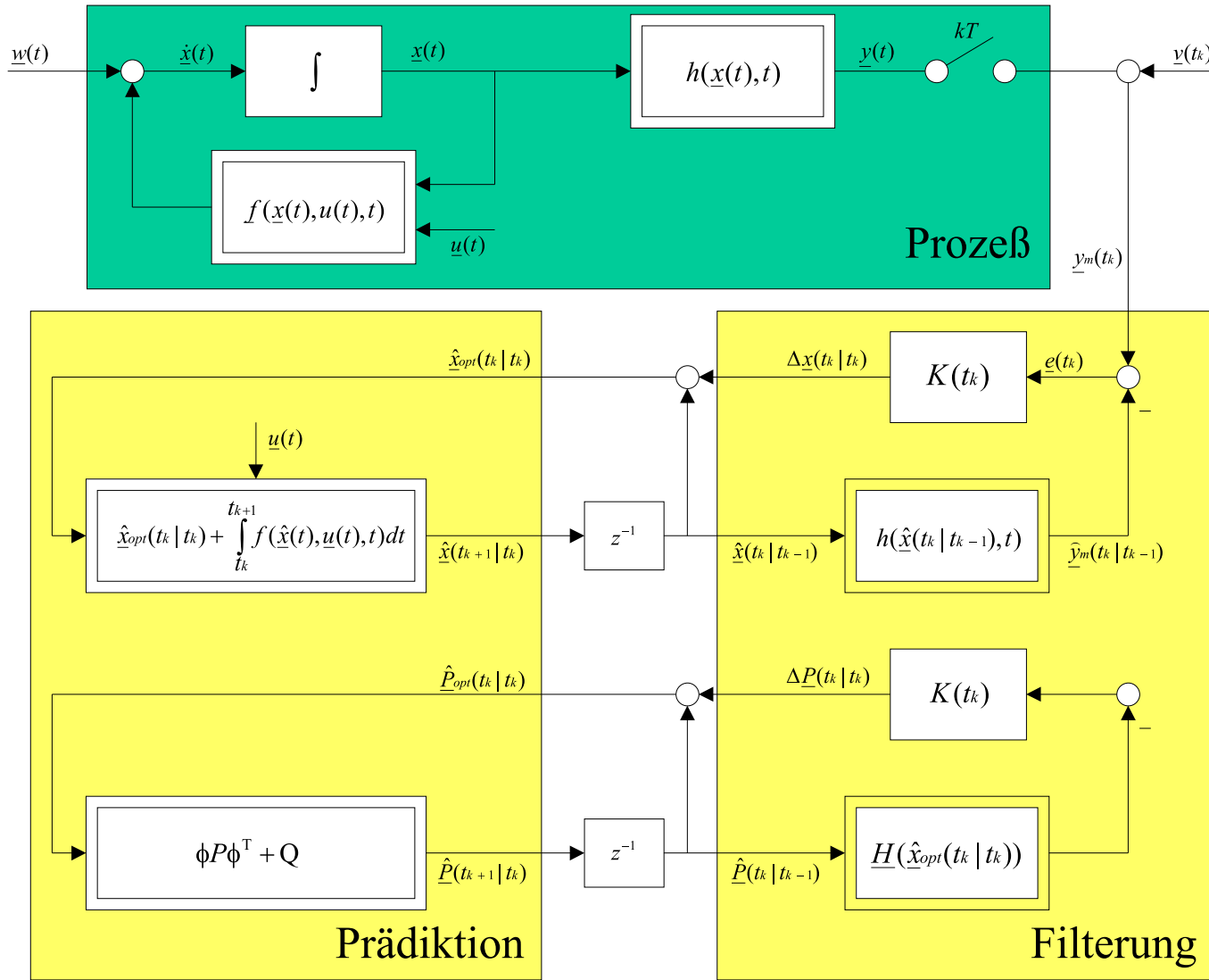


Abbildung 23: EKF-Algorithmus

Zur Verbesserung der numerischen Stabilität und um die Echtzeitfähigkeit zu gewährleisten, wurden durch Öhler im Prädiktionsschritt einige wichtige Modifikationen auf den Standardalgorithmus angewendet (s. [R]) .

- Kovarianzprädiktion:

Die Prädiktion der Fehlerkovarianz erfolgt in diskreter Form  $\underline{P}(t_{k+1}|t_k)$ . Dies erfordert aufgrund der nichtlinearen Systemfunktion  $\underline{f}(\underline{x}, t)$  die Berechnung der Transitions-Matrix  $\underline{\Phi}$  für jeden Zeitschritt aus der zeitvarianten Jacobi-Matrix  $\underline{F}(\underline{x}, t)$ . Die Taylorreihenentwicklung führt zu:

$$\underline{\Phi} = \underline{I} + \frac{(\underline{F} \Delta t)}{1!} + \frac{(\underline{F} \Delta t)^2}{2!} + \frac{(\underline{F} \Delta t)^3}{3!} + \dots, \quad (37)$$

Den geringsten numerischen Aufwand benötigt die Approximation der Transitionsmatrix durch Abbruch der Reihe nach dem ersten Glied:

$$\underline{\Phi} \approx \underline{I} + \underline{F} \Delta t \quad (38)$$

Dies entspricht der Rechteck-Vorwärts-Transformation (explizite Euler-Diskretisierung). Aufgrund der steifen DGL des Systemmodells (Pol der Wirbelstromspule bei  $\omega = 6100$ , I-Verhalten des Zylinders) führt diese Transformation jedoch nur dann zu einer stabilen Transitionsmatrix wenn die Abtastzeit so klein gewählt wird, daß sämtliche Eigenwerte im Einheitskreis der Z-Ebene liegen.

$$s = \frac{z - 1}{\Delta t} \Leftrightarrow z = 1 + s \Delta t \quad (39)$$

Auch die Berechnung der Transitionsmatrix mit Termen höherer Ordnung (Heun- bzw. Runge-Kutta-Diskretisierung) bringt in der Praxis keine nennenswerte Verkleinerung der Schrittweite um die Stabilität zu erlangen [Gel74] [Wel96]. Die implizite Euler-Transformation erlaubt dagegen eine stabile Transformation und führt zu:

$$\underline{\Phi} \approx (\underline{I} - \Delta t \cdot \underline{F})^{-1}. \quad (40)$$

Die durch Verwendung dieser suboptimalen Transformation entstehenden Fehler in der Kovarianzprädiktion bringen experimentell keinen signifikanten Verlust an Schätzgenauigkeit. Aufgrund der Symmetrieeigenschaft der Gaussverteilung bleibt nämlich der Schätzwert für die Zustände und Parameter auch



bei suboptimaler Berechnung der bedingten Verteilungsdichtefunktion erwartungstreu. Allerdings ist für diese Transformation eine Matrixinversion erforderlich.

- Symmetrie der Kovarianzmatrix  $\underline{P}$ : Ein zweiter wichtiger Eingriff in den Algorithmus entsteht aus der Tatsache, daß durch die Aufsummation kleiner numerischer Fehler (abhängig von der verfügbaren Rechengenauigkeit) bei jedem Zeitschritt, die Fehler-Kovarianz-Matrix  $\underline{P}$  ihre geforderten Eigenschaften Symmetrie und positive Semidefinitheit verlieren kann, was das Filter destabilisieren kann. Daher wird bei jeder Prädiktion die obere Diagonalmatrix von  $\underline{P}$  zur Zwangssymmetrierung in die untere Diagonalmatrix gespiegelt. Die grundlegende Eigenschaft der positiven Semidefinitheit kann theoretisch durch Rundungsfehler an der Genauigkeitsgrenze der Zahlendarstellung auf der CPU verloren gehen. Allerdings zeigt sich dieses Problem im Experiment bei 32-bit Fließkomma-Rechengenauigkeit unproblematisch. Auf zusätzliche Maßnahmen kann daher verzichtet werden.

## 10.2 Parameterschätzung

Der Einsatz des Filters als Schätzeinrichtung für Modellparameter bedingt im Vorfeld einige Überlegungen. Die Schätzparameter sind zeitlich veränderliche Größen mit multiplikativem Eintrag auf die dynamischen Zustände  $\dot{x}(t) = \theta(t)x(t)$ . Durch diese Verkettung besitzt das Systemmodell nun einen generisch nichtlinearen Charakter, das Optimalfilter muß daher ein nichtlineares Filter (vgl. [Kre80]) sein. Für eine Parameterschätzung wird ein Variationmodell der Form  $\dot{\theta}(t) = l(\theta(t), u, t)$  benötigt.

Im Regelfall modelliert man „zeitinvariante“ Parameter durch einen random-constant Prozeß  $\dot{\theta}(t) = 0$ , der prädierte Erwartungswert bleibt konstant ( $\theta(t_{k+1}|t_k) = \theta(t_k|t_k)$ ). Eine Adaption erfährt der so modellierte Parameter lediglich während der Filterung (update der Zustände durch eintreffende Meßinformation). Eine bessere Parameteradaption bilden jedoch folgende Prozeßmodelle für die Parameterdynamik:

- Für die Adaption der Parameter wird ein Random-Walk Ansatz gewählt, das Modell lautet nun  $\dot{\theta}(t) = w$  und beschreibt einen stochastischer Prozeß der Innovationschrittweite  $w$ . Dadurch erhält der Parameter auch in der Prädiktionsphase einen Zuwachs so daß das Filter diesen Parameter ständig

updaten muß, man erhält einen gegen Parameterschwankung sensibleres Filter.

- Ein anderer Ansatz zur schnelleren Parameteradaption ist die Einführung eines Vergessensfaktors  $\lambda$ . Es gilt dann:

$$\theta(t_{k+1}) = \lambda\theta(t_k), \quad 0 < \lambda < 1 \quad (41)$$

Diese Methoden haben jedoch einen gravierenden Nachteil: Bei ausbleibender Prozeßanregung klingt der Parameterwert mit Vregessensfaktor exponentiell unbegrenzt ab, das Filter erzeugt sehr große Residuen und damit Innovationsschrittweiten bei wieder einsetzender Anregung. Es kann so numerisch instabil werden. Bei dem Random-Walk Modell bleibt das Filter durch Wahl von kleinen Innovationsschrittweiten  $w$  länger stabil. Dennoch wird bei fehlender Anregung über einen längeren Zeitraum die Paramter-Fehlerkovarianz auch hier nach folgender Gleichungen ansteigen:

$$\dot{\underline{x}}_p(t) = C_p + \underline{w}_p(t) \quad (42)$$

$$\underline{P}_p(t_{k+1}|t_k) = \underline{P}_p(t_k|t_k) + \underline{Q}_p(t_k), \quad (43)$$

wobei im Filterungsschritt kein Update der Kovarianzmatrix  $\underline{P}_p$  erfolgt ( $\underline{P}_p(t_k|t_k) = \underline{P}_p(t_k|t_{k-1})$ ). Die Kovarianz-Matrix wächst linear mit der spektralen Rauschleistung  $\underline{Q}_p(t)$  des Systemrauschens, die durch  $\underline{Q}_p(t_k) \approx \underline{Q}_p(t) \Delta t$  für kleine  $\Delta t$  approximiert werden kann.

Ein geeignetes Variationsmodell für die Parameter, das auch bei fehlender Anregung optimal arbeitet ist die Kombination des Random-Walk-Ansatzes mit einer zeitlichen Beschränkung der Diffusionsschrittweite. Abgeleitet wird dies aus der Überlegung, daß physikalische Parameter nur innerhalb bestimmter physikalischer Grenzen schwanken können. Neben der Limitierung des Erwartungswertes ist auch eine Erhöhung der Parameter-Fehlerkovarianz nur innerhalb bestimmter Grenzen sinnvoll, denn ansonsten ergeben sich für die Parameter unnötig große Änderungen durch ein Update im Falle wiederkehrender Anregung, was zu einer Divergenz des gesamten Filters führen kann. Ein Modell erster Ordnung für die Parameter-Variation stellt eine elegante Vorgehensweise zur Lösung dieses Problems dar.

$$\dot{\underline{x}}_p(t) = -T_{\text{para}} \underline{x}_p(t) + \underline{w}_p(t) \quad (44)$$

$$\underline{P}_p(t_{k+1}|t_k) = \left(1 - \frac{\Delta t}{T_{\text{para}}}\right)^2 \underline{P}_p(t_k|t_k) + \underline{Q}_p(t_k) \quad (45)$$

Somit kann die Fehlerkovarianz nicht mehr unbeschränkt anwachsen. Die Zeitkonstante  $T_{\text{para}}$  bestimmt, wie lange fehlende Anregung toleriert wird. Bei fehlender Anregung erreicht die Parameter-Fehlerkovarianz einen Endwert, der durch  $\underline{Q}$  und  $T_{\text{para}}$  bestimmt wird.

## 11 Getrennte Zustands- und Parameterschätzung

Den Nachweis der Effizienz des EKF zur Aktuatordiagnose wurde in vorangegangenen Arbeiten durch R. Oehler (siehe [R]) erbracht. Hier wurde auch die theoretische Echtzeitfähigkeit des Algorithmus, trotz seines hohen numerischen Aufwands (vgl. [Kre80], [ea00]) auf einem Motorola DSP96002 nachgewiesen. Allerdings konnten lediglich Aktuatorteilmodelle mit vergleichsweise geringer Parameteranzahl verwendet werden. Ziel einer Applikation des EKF-Algorithmus als Diagnosemethode muß daher neben der Stabilität auch eine Optimierung hinsichtlich reduziertem Prozessorleistungsbedarf sein. Einen vielversprechenden Ansatz bildet dahingehend die Trennung zwischen Zustands- und Parameterschätzung (siehe [Jak87]).

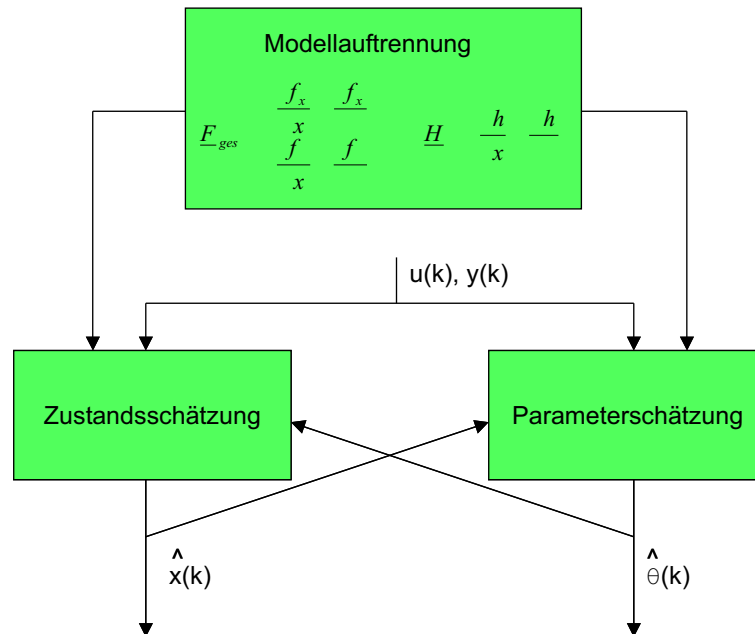


Abbildung 24: Verfahrensauftrennung

Durch die Modellaufspaltung in das dynamische Aktuatormodell und das Parametermodell ergibt sich zwar in etwa eine Verdopplung der algebraischen Gleichungen, in die Rechenzeit geht jedoch die Matrizenordnung mit der dritten Potenz mit

ein. Durch die erreichte Reduktion der Matrizenordnung bei der Systemauftrennung sinkt insgesamt der numerische Aufwand erheblich.

Der entscheidende Nachteil der Auftrennung ist die Tatsache, daß eine zeitliche Entkopplung der Schätzung stattfindet. Berechnet man zuerst den Algorithmus für die Zustandsschätzung, so steht diesem lediglich der um einen Zeitschritt verzögerten Parametersatz  $\hat{\theta}(t_{k-1})$  zur Verfügung.

Gerade bei schlechten Startwerten für die Parameter tritt für die Zustandsprädiktion ein hoher Schätzfehler auf, der sich wiederum in schlechteren Parameterschätzwerten niederschlägt und zu instabilen Filtern führen kann. Die Nebenbedingung für eine vollständige Entkopplung [Jak87] fordert daher entweder eine langsame Modelldynamik der Parameter (kleiner Parametergradient pro Tastschritt) oder eine angepaßte Abtastrate, so daß der Fehler aufgrund der zeitlichen Verzögerung für die Zustandsschätzung vernachlässigbar ist.

Vorteilhafter ist die Verknüpfung der getrennten EKF nach dem Filterungsschritt. Hier liegen zur Prädiktion die jeweils optimalen Schätzwerte  $\hat{\theta}(t_k|t_k)$  und  $\hat{x}(t_k|t_k)$  unter Berücksichtigung der aktuellsten Meßdaten vor. Damit umgeht das in dieser Arbeit hergeleitete Verfahren für die Aktuatordiagnose die aus der Auftrennung resultierenden Probleme.

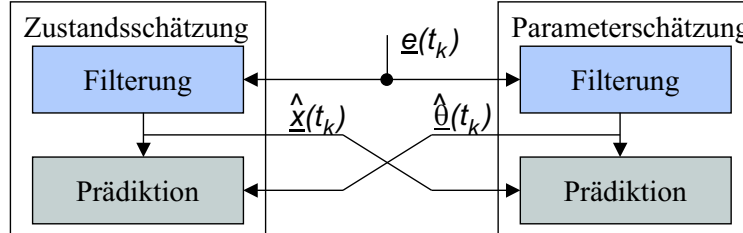


Abbildung 25: Systematik des XEKF-Algorithmus

Der Algorithmus entspricht auch bei der Auftrennung des Verfahrens in Zustandsschätzung und Parameterschätzung (XEKF) jeweils dem kontinuierlich-diskreten erweiterten Kalman-Filter mit den von Öhler ([R]) eingeführten Modifikationen (s. Kap. 10 Abschn. 10.1). Nach dem Filterungsschritt liegen die jeweils optimalen Schätzwerte  $x(t_k|t_k)$  und  $\theta(t_k|t_k)$  als Zwischenergebnis vor. Diese Schätzwerte sind dann jeweils Ausgangsgröße für die getrennte Zustands- bzw. Parameterprädiktion. Man erhält auf diese Weise ein Verfahren, daß die Filterung tatsächlich parallel durchführt. Die gesamten Gleichungen des XEKF sind im folgenden beschrieben.

Das kontinuierliche Zustandsraummodell sowie die Meßgleichungen werden zunächst einer Unterteilung in dynamische Systemgleichung und eine Schar von Variationsmodellen für die quasi-dynamischen Parameter unterzogen (vgl. Abb. 24).

Die kontinuierlichen Systemgleichungen lauten für die

Dynamik:

$$\underline{x}(t_{k+1}) = \underline{f}_x(\underline{x}(t_k), \underline{\theta}(t_k), \underline{u}(t_k)) + \underline{w}_x(t_k) \quad (46)$$

Parameter:

$$\underline{\theta}(t_{k+1}) = \underline{f}_\theta(\underline{x}(t_k), \underline{\theta}(t_k), \underline{u}(t_k)) + \underline{w}_\theta(t_k) \quad (47)$$

gemeinsame Meßgleichung:

$$\underline{y}(t_k) = \underline{h}(\underline{x}(t_k), \underline{\theta}(t_k), \underline{u}(t_k)) + \underline{r}(t_k) \quad (48)$$

Bei der Wahl von konstanten Modellkoeffizienten als Parameter vereinfacht sich das Variationsmodell zu:

$$\underline{\theta}(t_{k+1}) = \underline{k}_\theta + \underline{w}_\theta(t_k) \leftarrow \text{random walk} \quad (49)$$

$$\underline{\theta}(t_{k+1}) = \underline{w}_\theta(t_k) \leftarrow \text{random constant} \quad (50)$$

Die Gleichungen für das Parameter-EKF lauten:

Update der Parameter:

$$\underline{\theta}(t_k|t_k) = \underline{\theta}(t_k|t_{k-1}) + \underline{L}(t_k)(\underline{y}(t_k) - h(\underline{x}(t_k|t_{k-1}), \underline{\theta}(t_k|t_{k-1}))) \quad (51)$$

Update der Kovarianz:

$$\underline{P}_\theta(t_k|t_k) = \underline{P}_\theta(t_k|t_{k-1}) - \underline{L}_\theta(t_k)\underline{H}_\theta(t_k)\underline{P}_\theta(t_k|t_{k-1}) \quad (52)$$

mit:

$$\underline{L}_\theta(t_k) = \frac{\underline{P}_\theta(t_k|t_{k-1})\underline{H}_\theta^T(t_k)}{\underline{H}_\theta(t_k)\underline{P}_\theta(t_k|t_{k-1})\underline{H}_\theta^T(t_k) + R(t_k)^{-1}} \quad (53)$$

---

Prädiktion der Parameter :

$$\underline{\theta}(t_{k+1}|t_k) = \underline{\theta}(t_k|t_k) \quad \leftarrow \text{random constant} \quad (54)$$

Prädiktion der Kovarianz:

$$\underline{P}_\theta(t_{k+1}|t_k) = \underline{\Phi}_\theta(t_k) \underline{P}_\theta(t_k|t_k) \underline{\Phi}_\theta^T(t_k) + \underline{Q}_\theta \quad (55)$$

Bei konstanten Parametern, gleichsam ob mit einem random-walk oder random-constant Variationsmodell versehen, verschwindet der für die Berechnung der Transitionsmatrix  $\Phi(t_k)$  notwendige Gradient  $\underline{F}_\theta(t_k)$ , die Prädiktion der Parameterkovarianz wird unmöglich. Zusätzlich ist der Gradient für die Meßgleichung  $\underline{H}_\theta(t_k)$  durch direkte Messung von Systemzuständen (Meßgleichungen der Form  $\underline{y}(t_k) = \underline{x}(t_k) + \underline{w}$ ) ebenfalls Null, die Berechnung der Rückführungsmatrix  $\underline{L}_\theta$  damit ebenfalls unmöglich. Es muß somit eine funktionale Verknüpfung zwischen Filteranregung und Parametervariation gefunden werden, die nicht nur aus den Gradienten  $\underline{F}_\theta(t_k)$  und  $\underline{H}_\theta(t_k)$ , dh. den partiellen Ableitungen der System- und Meßgleichungen, besteht. Die Verwendung des totalen Gradienten führt zu:

$$\frac{d\underline{y}}{d\underline{\theta}} = \frac{\delta \underline{h}}{\delta \underline{\theta}} + \frac{\delta \underline{h}}{\delta \underline{x}} \frac{d\underline{x}}{d\underline{\theta}} \quad \leftarrow \text{Parametergradient der Messgleichung} \quad (56)$$

$$\frac{d\underline{x}}{d\underline{\theta}} = \frac{\delta \underline{f}}{\delta \underline{\theta}} + \frac{\delta \underline{f}}{\delta \underline{x}} \frac{d\underline{x}}{d\underline{\theta}} \quad \leftarrow \text{Parametergradient der Systemgleichung} \quad (57)$$

Die hinteren Terme der rechten Seite verknüpfen die Zustände mit den Parametern und ermöglichen so in jedem Fall eine Filteranregung. Im eigentlichen Sinne muß der Gradient zusätzlich aus den Termen  $\frac{dK}{d\underline{\theta}}$  und  $\frac{dP_x}{d\underline{\theta}}$  ergänzt werden, sie sind nach Jakobi [Jak87] jedoch ohne wesentlichen Einfluß auf die Schätzgüte und können vernachlässigt werden. Es ergibt sich für die Filterung:

$$\begin{aligned} \frac{d\underline{\hat{y}}(t_k)}{d\underline{\theta}} &= \underbrace{\frac{\delta \underline{h}_\theta(t_k, \underline{x}(t_k|t_{k-1}), \underline{\theta}(t_k|t_{k-1}))}{\delta \underline{\theta}}}_{\equiv 0} \\ &+ \frac{\delta \underline{h}_\theta(t_k, \underline{x}(t_k|t_{k-1}), \underline{\theta}(t_k|t_{k-1}))}{\delta \underline{x}} \frac{d\underline{x}(t_k|t_{k-1})}{d\underline{\theta}} \end{aligned} \quad (58)$$

Der Gradient aus der Prädiktion wird zu:

$$\begin{aligned} \frac{d\underline{x}(t_k|t_{k-1})}{d\theta} &= \frac{\delta f(t_{k-1}, \hat{\underline{\theta}}(t_{k-1}), \hat{\underline{x}}(t_{k-1}))}{\delta \theta} \\ &+ \frac{\delta f(t_{k-1}, \hat{\underline{\theta}}(t_{k-1}), \hat{\underline{x}}(t_{k-1}))}{\delta \underline{x}} \frac{d\hat{\underline{x}}(t_{k-1})}{d\theta} \end{aligned} \quad (59)$$

Betrachtet man sich die Jakobi-Matrizen des nicht getrennten EKF so finden sich die Matrizen des XEKF als Unterräume darin wieder. Der im XEKF vernachlässigte Bereich  $\frac{\delta f(x)}{\delta \theta}$  ist dabei gerade der Informationsgehalt der durch das totale Differential des Parametergradienten wiedergewonnen wird.

$$\underline{F}_{EKF} = \begin{bmatrix} \underline{F}_x & \frac{\delta f(x)}{\delta \theta} \\ \frac{\delta f(\theta)}{\delta x} & \underline{F}_\theta \end{bmatrix} \quad (60)$$

Diese Verknüpfung zwischen Parametern und Zuständen fällt bei Verwendung des EKF auch zur Zustandsschätzung als Nebenprodukt automatisch mit ab, es ist dabei unerheblich ob das EKF als Schätzer (K-Matrix in jedem Schritt berechnet) oder als Rekonstruktionsfilter mit konstanter Rückführungsmatrix  $\underline{K}$  verwendet wird. Letzteres bringt einen zusätzlichen Rechenzeitvorteil durch den Wegfall der Inversion bei der Berechnung der aktuellen Rückwärtsverstärkung  $\underline{K}$ .

Der Vollständigkeit halber ist hier ebenfalls die Zerlegung der Jakobi-Matrix der Meßgleichungen  $\underline{H}_x$  und  $\underline{H}_\theta$  angegeben:

$$\underline{H}_{EKF} = \begin{bmatrix} \underline{H}_x & \underline{H}_\theta \end{bmatrix} \quad (61)$$

Die Gleichungen für das Parameter-EKF lauten unter Berücksichtigung des totalen Gradienten und der diskreten Kovarianzpropagation nach Öhler [R]:

Update der Parameter:

$$\underline{\theta}(t_k|t_k) = \underline{\theta}(t_k|t_{k-1}) + \underline{L}(t_k)(y(t_k) - h(\underline{x}(t_k|t_{k-1}), \theta(t_k|t_{k-1}))) \quad (62)$$

totaler Gradient der Parameterfilterung:

$$\underline{\psi}_\theta(t_k) = \frac{d\hat{y}(t_k)}{d\theta} = \frac{\delta h_x(t_k, \theta(t_{k-1}))}{\delta \hat{x}(t_k|t_{k-1})} \frac{d\hat{x}(t_k|t_{k-1})}{d\theta} \quad (63)$$

---

Update der Kovarianz:

$$\underline{P}_\theta(t_k|t_k) = \underline{P}_\theta(t_k|t_{k-1}) - \underline{L}_\theta(t_k)\underline{\psi}_\theta(t_k)\underline{P}_\theta(t_k|t_{k-1}) \quad (64)$$

mit:

$$\underline{L}_\theta(t_k) = \frac{\underline{P}_\theta(t_k|t_{k-1})\underline{\psi}_\theta^T(t_k)}{\underline{\psi}_\theta(t_k)\underline{P}_\theta(t_k|t_{k-1})\underline{\psi}_\theta^T(t_k) + R(t_k)^{-1}} \quad (65)$$

Prädiktion der Parameter (random constant) :

$$\underline{\theta}(t_{k+1}|t_k) = \hat{\underline{\theta}}(t_k) \quad (66)$$

Totaler Gradient der Parameterprädiktion:

$$\underline{\Psi}_\theta(t_{k+1}) = \frac{dx(t_{k+1}|t_k)}{d\theta} = \frac{\delta f(t_k, \theta(t_k), x(t_k))}{\delta \theta} + \frac{\delta f(t_k, \theta(t_k), x(t_k))}{\delta x(t_k)} \underline{\Psi}_\theta(t_k) \quad (67)$$

Prädiktion der Kovarianz:

$$\underline{P}_\theta(t_{k+1}) = \underline{\Psi}_\theta(t_{k+1})\hat{\underline{P}}_\theta(t_k)\underline{\Psi}_\theta^T(t_{k+1}) + \underline{Q}_\theta \quad (68)$$

Um Modellunsicherheiten in den Zuständen abfangen zu können wird das EKF ebenfalls als Schätzer der nichtlinearen Systemdynamik verwendet. Die Gleichungen des EKF zur Zustandsschätzung lauten dann:

Update der Zustände:

$$\underline{x}(t_k|t_k) = \underline{x}(t_k|t_{k-1}) + \underline{K}(t_k)(y(t_k) - h(\underline{x}(t_k|t_{k-1}), \hat{\underline{\theta}}(t_k|t_k))) \quad (69)$$

Update der Kovarianz:

$$\underline{P}_x(t_k|t_k) = \underline{P}_x(t_k|t_{k-1}) - \underline{K}(t_k)\underline{H}_x(t_k)\underline{P}_x(t_k|t_{k-1}) \quad (70)$$



mit:

$$\underline{K}_x(t_k) = \frac{\underline{H}_x \underline{P}_x(t_k|t_k) \underline{H}_x^T}{\underline{H}(t_k) \underline{P}(t_k|t_{k-1}) \underline{H}^T(t_k) + R(t_k)} \quad (71)$$

Prädiktion der Zustände :

$$\underline{x}(t_{k+1}|t_k) = \underline{f}_x(\underline{x}, \hat{\theta}) \quad (72)$$

Prädiktion der Kovarianz:

$$\underline{P}_x(t_{k+1}) = \underline{\Phi}_x \underline{P}_x(t_k|t_k) \underline{\Phi}_x^T + \underline{Q}_x \quad (73)$$

Für die Fehlererkennung tragen die auf diese Weise erhaltenen Zustände nur insofern bei, als daß sie als Hilfsgrößen für die Parameterschätzung Verwendung finden. Evtl. genügt für das Update der dynamischen Zustände eine reine Prädiktion mittels Beobachter o.ä. unter Verwendung der neuesten Parameterschätzwerte.

Der Zeitvorteil der Auftrennung der Schätzung ergibt sich zum einen aus der Tatsache, daß zur Berechnung der K-Matrix zu jeder Rekursion die korrigierte Kovarianzmatrix  $\underline{P}(t_k|t_k) = \underline{H} \underline{P}(t_k|t_{k-1}) \underline{H}^T + \underline{Q}$  nur in jeweils dem Rang der Zustände sowie der Parameter invertiert werden muß, anstatt wie im Normalfall in vollem Rang. Zum zweiten reduziert sich der numerische Aufwand durch Inversion einer im Rang auf die Anzahl der Zustände reduzierten Jakobimatrix bei der Berechnung der Transitionsmatrix für die diskrete Prädiktion der Kovarianzmatrix. Die gleiche Transitionsmatrix wird dann anschließend auch zur Berechnung des Gradienten für die Parameterschätzung verwandt.

## 12 Stabilisierungsmaßnahmen

Ansätze zur Unterdrückung von numerischen Problemen bei der Implementation des EKF wurden bereits in Kap. 10.1 behandelt (siehe auch [R]). Daneben können aber auch folgende systematische Fehler destabilisierende Faktoren bilden:

- Modellfehler: inexakte Modellierung der nichtlinearen System- und Meßgleichungen, fehlerhafte Annahme konstanter, nicht meßbarer Modellparameter (z. B. Temperatur, Luftdichte usw.) und Unstetigkeitsstellen der Modellgleichungen (führt zu fehlerhaften Jakobimatrizen).
- Schlechte (unbekannte) Startwerte: das nicht eingeschwungene Filter (große Hauptdiagonalelemente der Kovarianzmatrix) zeichnet sich durch hohe Rückführverstärkung aus: selbst kleine Meßfehler können zu einer numerisch instabilen Jakobi-Matrix der Systemgleichung führen, das Filter divergiert im anschließenden Prädiktionsschritt über alle Grenzen.
- Störungen der Messung: da die Meßinformation im Filterungsschritt auf die Zustände rückgekoppelt werden, kann bei hohen Meßausreißern das Filter bei schlechter Konditionierung der Kovarianzmatrix sowie der Rauschdichtematrix des Systemrauschens instabil werden.

In den folgenden Abschnitten werden daher verschiedene Literaturansätze zur systematischen Fehlerkompensation diskutiert. Die experimentelle Bewertung der einzelnen Verfahren erfolgt in dem Ergebniskapitel 14, Abschnitt 14.6.

## 12.1 Iteration der Filtergleichungen

Das Verfahren der Iteration der Filtergleichungen des EKF zur Kompensation von Linearisierungsfehlern der Meßgleichung (IFV) wurde von Jazwinsky ([Jaz70]) hergeleitet um die Konvergenzeigenschaften des EKF besonders bei schlechten Anfangsbedingungen zu verbessern. Dieses Verfahren iteriert nur die Filtergleichungen, die Ausgangswerte  $\underline{x}(t_k|t_{k-1})$  und  $\underline{P}(t_k|t_{k-1})$  werden unverändert übernommen. Daher lassen sich nur Fehlereinflüsse aufgrund Nichtlinearitäten der Meßgleichung kompensieren. Das EKF ist ein Filter erster Ordnung, die nichtlineare Meßfunktion  $\underline{h}(x(t), t)$  wird um den bedingten Erwartungswert  $\hat{\underline{x}}(t_k)$  in eine Taylorreihe entwickelt, die nach dem linearen Glied abgebrochen wird. Die Gleichung für den bedingten Erwartungswert für die prädizierten Meßwerte lautet:

$$\hat{\underline{h}}(\underline{x}(t_k)) = \underline{h}(\hat{\underline{x}}(t_k), t_k) + \left. \frac{\delta \underline{h}(\underline{x}(t))}{\delta \underline{x}(t)} \right|_{\underline{x}(t)=\hat{\underline{x}}(t_k)} \cdot (\underline{x}(t_k) - \hat{\underline{x}}(t_k)) + \dots \quad (74)$$

In der Regel gilt wegen der Erwartungstreue:  $\underline{x}(t_k) - \hat{\underline{x}}(t_k) \cong 0$ ! Da bei großen Nichtlinearitäten das Minimum der Kostenfunktion durch die einfache Extrapolation des Gradienten am prädizierten Zustandsvektor jedoch verfehlt wird, versucht

man innerhalb eines Rechenzyklus', das Minimum iterativ zu erreichen. Im ersten Iterationsschritt wird  $\underline{x}(t_k|t_k)$  wie beim konventionellen EKF berechnet. An diesem Wert wird erneut der Gradient der abgeleiteten Kostenfunktion gebildet und mit dem verbleibenden Residuum extrapoliert. Dieser Vorgang wird so oft wiederholt, bis die Differenz zweier aufeinanderfolgender Iterationsergebnisse hinreichend klein ist. Der Zustandswert des letzten Iterationsschrittes wird anschließend wie beim konventionellen EKF zur Aktualisierung der Kovarianz und als Startwert für die nächste Prädiktion verwendet.

Man erreicht durch die Iteration einen verbesserten Startwert für die folgende Prädiktion über das Zeitintervall  $[t_k, t_k + 1)$ . Die Iterationsgleichung lautet

$$\begin{aligned}\underline{\eta}_{i+1} &= \underline{x}(t_k|t_{k-1}) + \underline{K}(t_k, \underline{\eta}_i) \\ &\quad \times [\underline{y}(t_k) - \underline{h}(\underline{\eta}_i, t_k) - \underline{H}(t_k, \underline{\eta}_i)(\underline{x}(t_k|t_{k-1}) - \underline{\eta}_i)], \quad i = 1, 2, \dots, l, \\ \underline{x}(t_k|t_k) &= \underline{\eta}_l\end{aligned}$$

Die Iteration beginnt mit  $\underline{\eta}_1 = \underline{x}(t_k|t_{k-1})$  und wird dann abgebrochen, wenn  $|\underline{\eta}_{i+1} - \underline{\eta}_i| < \underline{\epsilon}$ . Die Werte des Vektors  $\underline{\epsilon}$  sind für den jeweils interessierenden Fall experimentell zu bestimmen. Durch die Subtraktion von  $\underline{H}(t_k, \underline{\eta}_i)(\underline{x}(t_k|t_{k-1}) - \underline{\eta}_i)$  wird das Meßresiduum um den jeweils vorhergehenden Iterationswert verkleinert.

Die Matrizen  $\underline{H}(t_k, \underline{\eta}_i)$  und  $\underline{K}(t_k, \underline{\eta}_i)$  müssen für jedes  $\underline{\eta}_{i+1}$  gemäß Kapitel 10.1 neu berechnet werden und dienen nach dem letzten Iterationsschritt zur Berechnung der Kovarianzmatrix. Bei hinreichender Filtergenauigkeit nach dem ersten Iterationszyklus entspricht der Algorithmus den Gleichungen des konventionellen EKF.

## 12.2 Iterative Minimierung der Kostenfunktion

Das Verfahren zur iterativen Minimierung der Kostenfunktion (NKV) wird in der Literatur auch als Non Linearity Compensated Extended Kalman Filter bezeichnet ([Res97]). Es wird zur Konvergenzverbesserung durch Kompensation von starken Nichtlinearitäten aufgrund gezielter Minimierung der Kostenfunktion  $J(x(t_k))$  eingesetzt.

$$J(x(t_k)) = 0.5 \left[ \left( \underline{y}(t_k) - \underline{h}(\hat{\underline{x}}(t_k)) \right)^T \underline{R}^{-1} \left( \underline{y}(t_k) - \underline{h}(\hat{\underline{x}}(t_k)) \right) + \left( \underline{x}(t_k) - \hat{\underline{x}}(t_k) \right)^T \underline{P}(t_k)^{-1} \left( \underline{x}(t_k) - \hat{\underline{x}}(t_k) \right) \right]$$

Bei nichtlinearen Modellgleichungen ist auch die Ableitung der Kostenfunktion  $\frac{\partial J(x)}{\partial x}$  nichtlinear. Dadurch verfehlt man durch die lineare Extrapolation das Minimum. Die Abbildung 26 verdeutlicht diesen Sachverhalt.

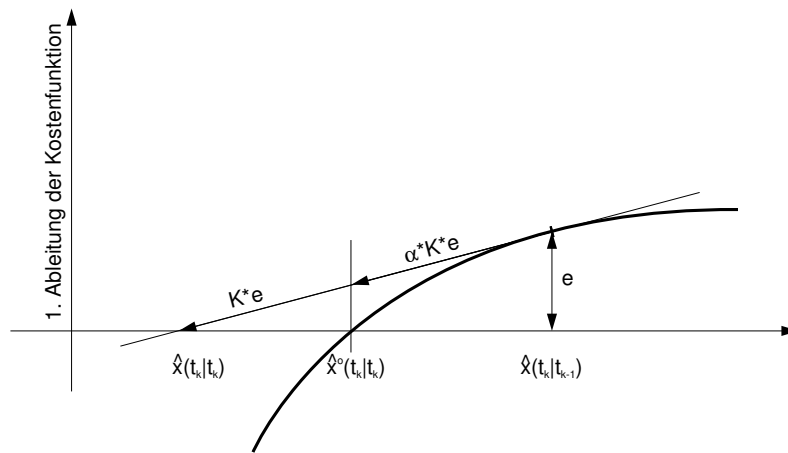


Abbildung 26: Iteratives Auffinden des Minimums einer nichtlinearen Kostenfunktion

Auch wenn der neue geschätzte Wert  $\hat{\underline{x}}(t_k)$  nicht der optimale Wert ist, so ist er bei schwachen Nichtlinearitäten besser als der prädizierte  $\underline{x}(t_k|t_{k-1})$ . Dies gilt jedoch nur, solange die Nichtlinearitäten klein sind. Andernfalls pflanzt sich der Minimierungsfehler der Kostenfunktion in den neuen Schätzwert fort, und die folgende Kostenfunktion wird wiederum mit zunehmend schlechteren Schätzwerten berechnet. Da die Vergangenheit im geschätzten Zustandsvektor erhalten bleibt, häufen sich die Fehler mit zunehmender Zeit an.

Dieser nichtlineare Effekt wird folgendermaßen verringert: Die vom konventionellen EKF vorgegebene Position  $\hat{\underline{x}}(t_k | t_k)$  in Abbildung 26 wird durch einen Faktor  $\alpha$  verschoben.  $\alpha$  liegt im Bereich zwischen 0 und 2. Durch diese Verschiebung versucht man, dem Minimum der Kostenfunktion näher zu kommen. In Abbildung 26 ist eine solche verbesserte Position mit  $\hat{\underline{x}}^o(t_k | t_k)$  bezeichnet. Die konkrete Berechnung der

nächstliegenden Position auf der Gradientengeraden erfolgt ebenfalls mit Hilfe der Kostenfunktion. Der Rechenalgorithmus wird im folgenden angegeben.

Zum Zeitpunkt  $t_k$  sind die prädizierten Größen  $\underline{x}(t_k|t_{k-1})$  und  $\underline{P}(t_k|t_{k-1})$  sowie der Meßvektor  $\underline{y}(t_k)$  bekannt. Der neue Wert des Zustandsvektors sei

$$\begin{aligned}\hat{\underline{x}}(t_k | t_k) &= \hat{\underline{x}}(t_k | t_{k-1}) + \alpha \underline{K}(t_k)(\underline{y}(t_k) - \underline{h}(\hat{\underline{x}}(t_k | t_{k-1}))) \\ J(\hat{\underline{x}}(t_k | t_k)) &= \min J(\underline{x}(t_k)), \\ 0 &\leq \alpha \leq 2\end{aligned}$$

D. h. man berechnet die Kostenfunktion mit verschiedenen Werten  $\underline{x}(t_k) = \underline{f}(\alpha)$  und wählt denjenigen als besten zu schätzenden Zustandsvektor  $\hat{\underline{x}}(t_k | t_k)$ , bei dem die Kostenfunktion den minimalen Wert annimmt. In (75) sind lediglich  $\underline{h}(\underline{x}(t_k))$  und  $\underline{x}(t_k)$  Funktionen von  $\alpha$ , alle anderen Werte sind in einem EKF Zyklus konstant. Demnach hängt die Kostenfunktion bei linearem  $\underline{h}(\underline{x})$  nur quadratisch von  $\alpha$  ab, und erst durch stark nichtlineares  $\underline{h}(\underline{x})$  wird das Minimum deutlich verfehlt. Die Verstärkungsmatrix  $\underline{K}(t_k)$  sowie die jakobische Meßmatrix  $\underline{H}(t_k)$  werden wie üblich nur einmal zu Beginn des Rechenzyklus berechnet.

Die Kovarianzmatrix des Zustandsvektors ist ebenfalls von  $\alpha$  abhängig. Man berechnet sie mit

$$\begin{aligned}\underline{P}(t_k | t_k) &= \underline{P}(t_k | t_{k-1}) - \beta^2 \underline{K}(t_k) \underline{H}(t_k) \underline{P}(t_k | t_{k-1}), \\ \beta &= \begin{cases} \alpha & : 0 \leq \alpha \leq 1 \\ 2 - \alpha & : 1 < \alpha \leq 2 \end{cases}\end{aligned}$$

Das bedeutet, daß bei allen Werten von  $\alpha \neq 1$  wegen dem Vorhandensein von Nichtlinearitäten die Kovarianz weniger stark verringert wird.

Abschließend wird die Bedeutung von  $\alpha$  erläutert. Falls  $\alpha = 1$ , sind die Nichtlinearitäten klein und die Gleichungen entsprechen dem konventionellen EKF. Bei wachsendem Einfluß der Nichtlinearitäten weicht  $\alpha$  von eins ab und geht sogar gegen Null, falls überhaupt kein Update des Zustandsvektors angebracht ist.

Das Minimum der Kostenfunktion muß innerhalb des von  $\alpha$  vorgegebenen Intervalls bestimmt werden. Dazu bieten sich verschiedene Varianten an, deren Vor- und Nachteile im folgenden kurz skizziert werden.

- Unterteilung des Intervalls in  $N$  Stützstellen, an denen die Kostenfunktion berechnet wird.  $\hat{x}(t_k | t_k)$  wird dann mit dem  $\alpha$  berechnet, bei dem die Kostenfunktion den kleinsten Wert annimmt.

Diese Variante erfordert besonders bei feiner Unterteilung des  $\alpha$ -Intervalls relativ viel Rechenzeit, ist jedoch von dem Verlauf der Kostenfunktion unabhängig, d. h. es kann auch zwischen dem absoluten und einem evtl. vorhandenen Nebenminimum unterschieden werden.

- Sukzessives Aufsuchen des Minimums. Zuerst wird die Kostenfunktion bei  $\alpha_0 = 1$  berechnet. Sodann erfolgt die Berechnung bei  $\alpha = \alpha_0 \pm 0.5$ , und der kleinste der drei Werte wird das vorläufige Minimum. Ausgehend vom zugehörigen  $\alpha_1$ -Wert wird die Schrittweite halbiert, und die Kostenfunktion wird bei  $\alpha = \alpha_1 \pm 0.25$  berechnet. Durch Wiederholung dieses Vorganges erreicht man mit relativ wenigen Schritten eine sehr feine Unterteilung des gesamten Intervalls. Verglichen mit dem erstgenannten Verfahren erfordert z. B. eine Unterteilung des Intervalls in 1000 Stützstellen anstelle von 1000 Berechnungen der Kostenfunktion lediglich 19.

Der Nachteil ist, daß bei mehreren Minima evtl. ein Nebenminimum bestimmt wird. Daher ist es sinnvoll, sich vorab den Funktionsverlauf der Kostenfunktion zu veranschaulichen. Bei kleinen Nichtlinearitäten der System- und Meßgleichung ist die Kostenfunktion annähernd quadratisch von  $\alpha$  abhängig, so daß das sukzessive Verfahren ohne Bedenken angewandt werden kann. Bei starken Nichtlinearitäten und vielen Freiheitsgraden kann man das nicht erwarten, und Nebenminima werden wahrscheinlich.

- Approximation der Kostenfunktion durch ein Polynom. Anschließend kann das Minimum des Polygons analytisch bestimmt werden. Bis zu welchem Polynomgrad die Approximation zu erfolgen hat, hängt wiederum von der Stärke der Nichtlinearitäten ab. Evtl. kann man durch den Vergleich des hiermit bestimmten  $\alpha(t_k)$  mit dem der ersten Variante entscheiden, ob der Polynomgrad noch erhöht werden muß.

Bei nicht zu hohen Polynomgraden ist dieses letzte Verfahren im Hinblick von Genauigkeit bezogen auf den Rechenaufwand am effektivsten. Bereits die Verwendung von Polynomen 2. Ordnung führt experimentell zu einer zuverlässigen Unterdrückung von Divergenz. Die Kostenfunktion läßt sich damit mit drei Stützstellen, z. B. bei  $\alpha = 0$ ,  $\alpha = 1$  und  $\alpha = 2$ , approximieren.

### 12.3 Iteration der Filter- und Prädiktionsgleichungen

Dieses Verfahren der Iteration der Filter- und Prädiktionsgleichungen (IFPV) setzt auf das in Abschnitt 12.1 beschriebene IFV-Verfahren auf. Zusätzlich wird nun neben der Filtergleichung die Prädiktionsgleichung iteriert um die Nichtlinearitäten der Systemgleichung ebenfalls zu kompensieren [Jaz70] [Kre80].

Beim Eintreffen neuer Meßwerte  $\underline{y}(t_k)$  werden sowohl der prädizierte Zustand  $\hat{\underline{x}}(t_k | t_{k-1})$ , als auch die zugehörigen Kovarianzen  $\underline{P}(t_k | t_{k-1})$  nachträglich iterativ korrigiert. Der aus [Jaz70] entnommene Iterationsalgorithmus wird im folgenden angegeben. Er gilt hier für den Zeitpunkt  $t_k$

$$\begin{aligned} \underline{\eta}_{i+1} &= \hat{\underline{x}}(t_k | t_{k-1}) + \underline{K}(t_k, \underline{\eta}_i, \underline{\xi}_i) \\ &\quad \times \left[ \underline{y}(t_k) - \underline{h}(\underline{\eta}_i, t_k) - \underline{H}(t_k, \underline{\eta}_i) (\hat{\underline{x}}(t_k | t_{k-1}) - \underline{\eta}_i) \right], \end{aligned} \quad (75)$$

$$\begin{aligned} \underline{\xi}_{i+1} &= \hat{\underline{x}}(t_{k-1} | t_{k-1}) + \underline{S}(t_{k-1}, \underline{\xi}_i) (\underline{\eta}_{i+1} - \hat{\underline{x}}(t_k | t_{k-1})) \\ i &= 1, 2, \dots, l, \quad \text{mit den Startwerten} \end{aligned} \quad (76)$$

$$\underline{\eta}_1 = \hat{\underline{x}}(t_k | t_{k-1}), \quad (77)$$

$$\underline{\xi}_1 = \hat{\underline{x}}(t_{k-1} | t_{k-1}), \quad (78)$$

Gleichung (75) entspricht der des IFV.  $\underline{\eta}$  dient demnach dazu, die Nichtlinearitäten der Meßgleichung zu kompensieren und reduziert sich bei einmaligem Durchlaufen des Zyklus zur Filtergleichung des konventionellen EKF.

$\underline{\xi}$  dient der Korrektur von  $\hat{\underline{x}}(t_k | t_{k-1})$ . Dies geschieht, indem man ausgehend von  $\underline{\eta}_{i+1}$  über das Zeitintervall  $[t_{k-1}, t_k)$  zurück nach  $t_{k-1}$  „glättet“. Damit hat man einen verbesserten Startwert für  $\hat{\underline{x}}(t_{k-1} | t_{k-1})$ , da dieser mit der Kenntnis der neuen Meßinformation berechnet wird, und beginnt die Iteration von neuem. Die Matrizen in (75) und (76) werden wie folgt berechnet:

$$\bar{\underline{x}}(t_k, \underline{\xi}_i) = \underline{\xi}_i + \int_{t_{k-1}}^{t_k} \underline{f}(\bar{\underline{x}}(\tau), \tau) d\tau, \quad (79)$$

$$\hat{\underline{x}}(t_k | t_{k-1}) = \bar{\underline{x}}(t_k, \underline{\xi}_i) + \underline{\Phi}(t_k, t_{k-1}, \underline{\xi}_i) (\hat{\underline{x}}(t_{k-1} | t_{k-1}) - \underline{\xi}_i), \quad (80)$$

$$\begin{aligned} \underline{K}(t_k, \underline{\eta}_i, \underline{\xi}_i) &= \underline{P}(t_k | t_{k-1}) \underline{H}^T(t_k, \underline{\eta}_i) \\ &\quad \times [\underline{H}(t_k, \underline{\eta}_i) \underline{P}(t_k | t_{k-1}) \underline{H}^T(t_k, \underline{\eta}_i) + \underline{R}(t_k)]^{-1}, \end{aligned} \quad (81)$$

$$\underline{P}(t_k | t_{k-1}) = \underline{\Phi}(t_k, t_{k-1}, \underline{\xi}_i) \underline{P}(t_{k-1} | t_{k-1}) \underline{\Phi}^T(t_k, t_{k-1}, \underline{\xi}_i) + \underline{Q}(t_k), \quad (82)$$

$$\underline{S}(t_{k-1}, \underline{\xi}_i) = \underline{P}(t_{k-1} | t_{k-1}) \underline{\Phi}^T(t_k, t_{k-1}, \underline{\xi}_i) \underline{P}^{-1}(t_k | t_{k-1}). \quad (83)$$

Die Gleichungen entsprechen denen des konventionellen EKF, sie werden allerdings

in jedem Iterationszyklus mit den entsprechenden Werten neu berechnet. Bei der Berechnung von  $\underline{S}$  („S“ steht für „Smoothing“) ist die Invertierung der Kovarianzmatrix erforderlich. Besonders bei fehlender Anregung wird diese jedoch schnell unausgewogen, so daß die Invertierung numerisch nicht fehlerfrei funktioniert. über eine Kontrolle von  $\underline{P}$  wird der Iterationszyklus bei Bedarf frühzeitig verlassen.

Die Werte für Zustandsvektor und Kovarianz errechnen sich nach Verlassen des Iterationszyklus zu

$$\hat{\underline{x}}(t_k | t_k) = \underline{\eta}_l, \quad (84)$$

$$\begin{aligned} \underline{P}(t_k | t_k) = & [\underline{I} - \underline{K}(t_k, \underline{\eta}_l, \underline{\xi}_l) \underline{H}(t_k, \underline{\eta}_l)] \underline{P}(t_k | t_{k-1}, \underline{\eta}_l) \\ & \times [\underline{I} - \underline{K}(t_k, \underline{\eta}_l, \underline{\xi}_l) \underline{H}(t_k, \underline{\eta}_l)]^T + \underline{K}(t_k, \underline{\eta}_l, \underline{\xi}_l) \underline{R}(t_k) \underline{K}^T(t_k, \underline{\eta}_l, \underline{\xi}_l) \end{aligned} \quad (85)$$

Auch hier wird die Iteration abgebrochen, wenn der Betrag der Differenz zweier aufeinanderfolgender Iterationsergebnisse kleiner als eine vorgegebene Schranke  $\epsilon$  ist.

## 12.4 Zeitvariable Anpassung des Meßrauschens

Das Verfahren der zeitvariablen Anpassung des Meßrauschens (RDN) bildet einen unkonventionellen Ansatz [RD97] zur Vermeidung von Filterdivergenz bei schlechten Anfangswerten oder ausbleibender Anregung.

Ziel dieses Verfahrens ist es, den Restfehler bei dem Abbruch der Taylorentwicklung der jakobischen System- und Meßmatrix so zu kompensieren, daß er nicht mehr zu Divergenz führen kann. Das wird hier durch Neuberechnung der Kovarianzwerte des Meßrauschens in jedem EKF-Zyklus verwirklicht.

Ausgehend von den Fehlern des geschätzten und des prädierten Zustandsvektors verglichen mit dem tatsächlichen Wert

$$\begin{aligned} \tilde{\underline{x}}(t_k) &= \underline{x}(t_k) - \hat{\underline{x}}(t_k) \\ \tilde{\underline{x}}(t_k | t_{k-1}) &= \underline{x}(t_k) - \hat{\underline{x}}(t_k | t_{k-1}) \end{aligned} \quad (86)$$

wird die Lyapunovfunktion zum Zeitpunkt  $t_k$  definiert mit

$$V(t_k) = \tilde{\underline{x}}(t_k) \underline{P}^{-1}(t_k) \tilde{\underline{x}}^T(t_k). \quad (87)$$



Die Folge  $\{V(t_k)\}_{t_k=1,2,\dots}$  soll auch dann konvergieren, wenn die lineare Approximation beim konventionellen EKF zu Divergenz führt. Um zu zeigen, daß die Lyapunovfolge auch bei großen Linearisierungsfehlern monoton fallend ist, wird der ebenfalls linearisierte Ansatz zur Berechnung von (86)

$$\begin{aligned}\underline{e}(t_k) &\approx \underline{H}(t_k)\tilde{\underline{x}}(t_k | t_{k-1}) \\ \tilde{\underline{x}}(t_k | t_{k-1}) &\approx \underline{F}(t_{k-1})\tilde{\underline{x}}(t_{k-1})\end{aligned}\quad (88)$$

mit den unbekannten Diagonalmatrizen  $\underline{\Gamma}(t_k)$  und  $\underline{\Lambda}(t_{k-1})$  zu den exakten Gleichungen

$$\begin{aligned}\underline{H}_i(t_k)\tilde{\underline{x}}(t_k | t_{k-1}) &= \Gamma_i(t_k)\underline{e}_i(t_k) \\ \tilde{\underline{x}}_j(t_k | t_{k-1}) &= \Lambda_j(t_{k-1})\underline{F}_j(t_{k-1})\tilde{\underline{x}}(t_{k-1}),\end{aligned}\quad (89)$$

worin  $i$  und  $j$  für die entsprechenden Zeilen der Matrizen stehen. Damit ist gewährleistet, daß die Schätzfehler mit jedem Rechenschritt kleiner werden. Aus der Lyapunovfolge und den Gleichungen des EKF erhält man die folgenden Ungleichungen, die ein monoton fallendes  $\{V(t_k)\}_{t_k=1,2,\dots}$  garantieren:

$$\begin{aligned}0 &\geq \underline{\Gamma}(t_k)\underline{R}^{-1}(t_k)\underline{\Gamma}(t_k) - \underline{\Gamma}(t_k)\underline{R}^{-1} - \underline{R}^{-1}\underline{\Gamma}(t_k) \\ &\quad + \underline{R}^{-1}\underline{H}(t_k)\underline{P}(t_k)\underline{H}^T(t_k)\underline{R}^{-1}\end{aligned}\quad (90)$$

$$\begin{aligned}0 &\geq \underline{F}^T(t_{k-1})\underline{\Lambda}(t_{k-1})[\underline{F}(t_{k-1})\underline{P}(t_{k-1})\underline{F}^T(t_{k-1})]^{-1}\underline{\Lambda}(t_{k-1})\underline{F}(t_{k-1}) \\ &\quad - \underline{P}^{-1}(t_{k-1})\end{aligned}\quad (91)$$

Weiter wird gezeigt, daß die unbekannten Funktionen  $\underline{\Gamma}(t_k)$  und  $\underline{\Lambda}(t_{k-1})$  innerhalb beschränkter Intervalle liegen, und doch die Ungleichungen (91) stets erfüllen. Diese Intervalle sind Funktionen von  $\underline{H}(t_k)$ ,  $\underline{P}(t_k)$  und  $\underline{R}$ . Da  $\underline{H}(t_k)$  und  $\underline{P}(t_k)$  schon durch Anregung und Systemmodell festliegen, muß  $\underline{R}$  so gewählt werden, daß die Intervallgrenzen groß genug sind, um (91) zu genügen.

Als sichere Grenze gilt die folgende Gleichung, die in jedem Rechenzyklus vor der Berechnung von  $\underline{K}(t_k)$  eine angepasste Matrix für die Kovarianzen des Meßrauschens liefert. Mit diesen Kovarianzen konvergiert dann der Filteralgorithmus trotz der Linearisierungsfehler.

$$\underline{R}(t_k) = \mu \underline{H}(t_k)\underline{P}(t_k | t_{k-1})\underline{H}^T(t_k) + \zeta \underline{I}, \quad (92)$$

wobei  $\mu > 0$  und  $\zeta > 0$  an den jeweiligen Anwendungsfall angepasst werden müssen. In den Simulationen führten folgende Richtwerte zu gutem Filterverhalten:  $\mu \approx 0.5$  und  $\zeta \underline{I} \approx \underline{R}_0$ , worin  $\underline{R}_0$  dem Meßrauschen entspricht, das beim konventionellen EKF im eingeschwungenen Zustand zu befriedigenden Ergebnissen geführt hat. Der erste Summand sorgt für den Fall schlechter Anfangsbedingungen oder großer Linearisierungsfehler für ein schnelles Anwachsen von  $\underline{P}$  und verhindert dadurch im Gegensatz zum konventionellen EKF Divergenz.

## 12.5 Zeitexponentielle Gewichtung der Filterwerte

Das Verfahren der zeitexponentiellen Gewichtung der Filterwerte (ZEG) ([Fag64]) führt einen Vergessensfaktor in die Berechnung der K-Matrix ein, um den Einfluß schlechter Anfangsbedingungen schneller abklingen zu lassen.

Bei diesem Verfahren wird verhindert, daß zeitlich alte Filterwerte Einfluß auf aktuelle Schätzungen nehmen können. Dies ist dadurch gerechtfertigt, daß bei Modellfehlern selbst exakte Schätzwerte durch die Prädiktion mit einem falschen Modell nach endlicher Zeit nicht mehr mit der Realität übereinstimmen, und somit für den aktuellen Filterzyklus wertlos sind. Die Unterdrückung alter Ergebnisse bei der Filterung erfolgt durch die folgende exponentielle Erweiterung der Kalmanverstärkung und Kovarianzmatrix:

$$\begin{aligned} \underline{K}(t_k) &= \underline{P}(t_k | t_{k-1}) \underline{H}^T(t_k) \\ &\quad \times [\underline{H}^T(t_k) \underline{P}(t_k | t_{k-1}) \underline{H}^T(t_k) + e^{-(t_k - t_{k-1}/\tau)} \underline{R}(t_k)]^{-1}, \end{aligned} \quad (93)$$

$$\underline{P}(t_k | t_k) = e^{(t_k - t_{k-1}/\tau)} [\underline{I} - \underline{K}(t_k) \underline{H}(t_k) \underline{P}(t_k | t_{k-1})]. \quad (94)$$

Die entsprechenden Gleichungen des konventionellen EKF sind durch diese beiden zu ersetzen. Mit dem positiven Zeitwert  $\tau$  kann man bestimmen, wie schnell alte Filterwerte „vergessen“ werden sollen. Je kleiner  $\tau$ , desto größer werden  $\underline{K}(t_k)$  und  $\underline{P}(t_k)$ , so daß neue Meßwerte stärker berücksichtigt werden.

## 13 Realisierung des Diagnosesystems

Zur Erprobung des entwickelten Diagnosesystems unter realitätsnahen Bedingungen wurde in Zusammenarbeit mit dem Aktuatorhersteller ein neuer Prüfstand entwickelt. Dieses Kapitel beschreibt den prozessorspezifischen sowie softwaretechnischen Aufbau der Testumgebung.

### 13.1 Prozessorsystem

Ein dSpace DS1003 DSP-System mit 16 differentiellen 16-bit A/D-Meßkanälen, 16 16-bit D/A-Ausgangstreibern und 64 digitalen I/O-Kanälen dient der Simulation der FCC-Kommandos und des digitalen Aktuatorreglers unter realen Bedingungen. Sowohl die Abtastzeiten und der funktionale Aufbau des Reglers als auch die Meßdatenerfassung und Kommunikation entsprechen in punkto Datenformat, Framerate und Prozeßtiming exakt der Spezifikation für die im Flugzeug eingesetzten Actuator-Control-Electronic (ACE). Die Rechenleistung von theoretisch 60 MFlops bietet dem Anwender neben der Berechnung der ACU-Algorithmen zusätzliche Kapazitäten für Echtzeitanwendungen wie die Prozeßsteuerung und -überwachung. Dieses System wird daher von dem Aktuatorhersteller für Hardware-In-The-Loop Simulationen und für die Qualifikationsprüfstände eingesetzt.

Für den Echtzeitbetrieb des XEKF-Algorithmus sind die verfügbaren Ressourcen allerdings zu knapp bemessen. Gemäß den Ergebnissen von Kapitel 5 besteht die ideale Variante eines Onboard-Diagnosesystems aus einer separaten CPU für den Fehlerdiagnosealgorithmus neben der ACU. In dieser Anordnung gilt es dann lediglich das Problem des Datentransfers und der Datensynchronisation zwischen den Digitalrechnern zu lösen.

Das dSpace DS1003-DS1004 Multiprozessorsystem bietet die direkte Lösung. Wie eingangs beschrieben übernimmt der (Master)-DSP DS1003 die Aktuatorregelung. Zusätzlich übernimmt er die Aufgaben der Prozesssteuerung und Kommunikation mit der Diagnose-CPU dem DS1004. Die Prozesssteuerung erfolgt mittels Interruptsteuerung von einem Steuerungs-PC (Host-PC) aus.

Der DS1004 (Slave)-Prozessor besteht aus einem DEC-Alpha Risc-Prozessor und besitzt eine theoretische CPU-Leistung von 1000 MFlops. Für die Inter-Prozessor-Kommunikation stehen insgesamt acht direkte Datenkanäle mit programmierbarer FIFO- oder Ringpufferung sowie 4 Software-Interrupts zur Verfügung. Das System

ist flexibel gestaltet, jedem Kanal kann eine individuelle Datenblockgröße und Transfertrate zugewiesen werden. Auf diese Weise lassen sich spezifische Daten-Protokolle wie u.a. der serielle RS232 oder das in der Luftfahrt benutzte Arinc429 exakt nachbilden. Werden die Aktuatorregelung und die Diagnose mit gleicher Zykluszeit synchron berechnet entfällt die Notwendigkeit der Datensynchronisation. Auch bei ganzzahligem Taktverhältnis ist die Realisierung der Diagnose mit dem dSpace-Multiprozessorsystem einfach realisierbar.

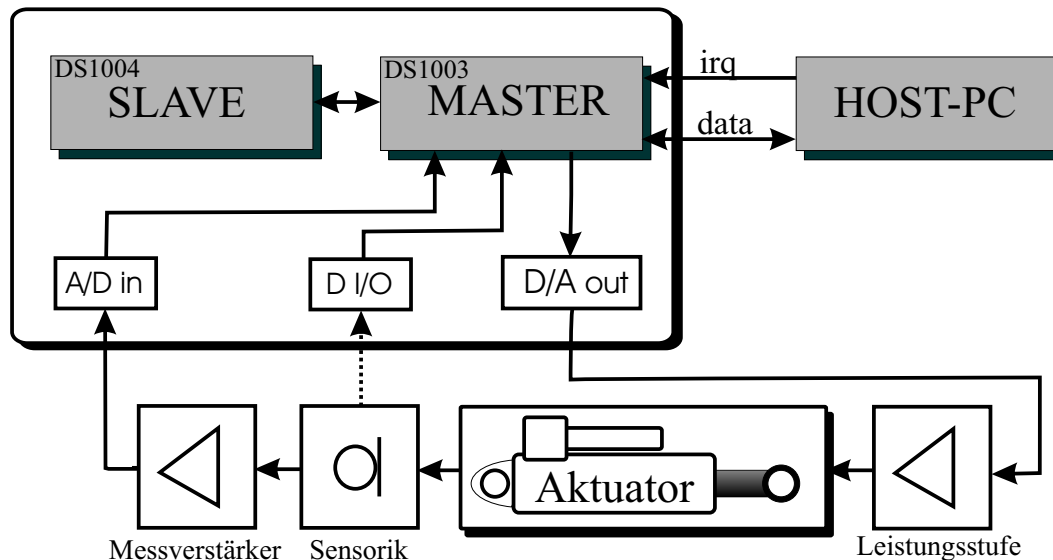


Abbildung 27: Signalflußplan

Die Abbildung 27 zeigt den Aufbau des dSpace-Multiprozessorsystems. Es besitzt dieselbe Struktur wie das in Abbildung 10 in Kapitel 5 hergeleitete Form für eine idealtypische Onboard-Diagnose-Hardware.

Bei asynchronen Prozessen, und nicht ganzzahligen Abtastverhältnissen jedoch tritt mit diesem System oft eine Task-Overrun-Situation ein. Dies trifft dann zu, wenn ein Prozeß länger als einen Zyklus auf Echtzeitdaten von der Partner-CPU warten muß. Der Echtzeit-Kernel erkennt dies als Runtime-Fehler und der gesamte Prozeß wird von dem Task-Sceduler des Host-PC beendet. Solche asynchronen Systeme lassen sich daher mit dem dSpace-System nicht in Echtzeit realisieren.

## 13.2 Sensorsystem

Eine Fehlerdiagnose an einem (im Flugzeug eingebauten) Aktuator kann derzeit nur auf generische (für die Regelung notwendige) Sensoren zurückgreifen. Eine Aus-

stattung mit zusätzlichen Meßgebern ist sehr kostenintensiv, ihr Einbau muß daher bereits in der Entwurfsphase in dem Sicherheitskonzept berücksichtigt werden. Das entwickelte Diagnosesystem berücksichtigt diese Tatsache, unter Inkaufnahme einer eingeschränkten Diagnosetiefe. Die untenstehende Tabelle zeigt die vorhandene primäre Sensorausstattung.

Signal	Meßbereich	Klasse	Bemerkung
Sollstrom Spule 1	0..1.4[A]	D/A	Stellgröße für Stromverstärker
Sollstrom Spule 2	0..1.4[A]	D/A	Stellgröße für Stromverstärker
Sollstrom Spule 3	0..1.4[A]	D/A	Stellgröße für Stromverstärker
Sollstrom Spule 4	0..1.4[A]	D/A	Stellgröße für Stromverstärker
Spulenstrom Spule 1	0..1.4[A]	A/D	
Spulenstrom Spule 2	0..1.4[A]	A/D	
Spulenstrom Spule 3	0..1.4[A]	A/D	
Spulenstrom Spule 4	0..1.4[A]	A/D	
Spulenspannung Spule 1	0..40[V]	A/D	
Spulenspannung Spule 2	0..40[V]	A/D	
Spulenspannung Spule 3	0..40[V]	A/D	
Spulenspannung Spule 4	0..40[V]	A/D	
DDV-Weg 1	$\pm 0.8[mm]$	A/D	Motor-LVDT zur Ventilwegmessung
DDV-Weg 2	$\pm 0.8[mm]$	A/D	
DDV-Weg 3	$\pm 0.8[mm]$	A/D	
DDV-Weg 4	$\pm 0.8[mm]$	A/D	
RAM-Weg 1	$\pm 72[mm]$	A/D	LVDT zur Kolbenwegmessung
RAM-Weg 2	$\pm 72[mm]$	A/D	
RAM-Weg 3	$\pm 72[mm]$	A/D	
RAM-Weg 4	$\pm 72[mm]$	A/D	
RAM-Kraft	0..2[kN]	A/D	Kolbenkraft auf externe Last
Systemdruck	0..28[MPa]	A/D	Versorgungsdruck der Ölhydraulik
Rücklaufdruck	0..8[MPa]	A/D	effektiver Nulldruck der Ölhydraulik
Temperatur	0..120[°C]	A/D	Öltemperatur

Tabelle 6: Sensorausstattung des Diagnosesystems

Die elektrisch vierfache Redundanz des vorliegenden Aktuators bedingt auch das Vorhandensein von vier physikalisch getrennten Sensoren pro Meßsignal. Dabei bringen lediglich die Strom- und Spannungsmeßwerte zusätzliche Information für die Diagnose des ebenfalls quadruplexen elektrischen Teilmodells. Die jeweils vier Wegsensoren (Zylinderweg  $x$  und Ventilweg  $y$ ) hingegen bringen wegen dem einfachen Redundanzgrad des mechanischen Systems keine zusätzliche Diagnoseinformation.

Die ACE benötigt diese Werte allerdings für die Aufgaben der Signalkonsolidierung durch das Voting/Monitoring und die nach Kanälen getrennte quadruplexe Aktuatorregelung.

Der Sollstrom ist kein Meßsignal im eigentlichen Sinne, sondern entspringt der derzeitigen hybriden Struktur der Regelkreiskaskaden: Die Kaskaden der Wegregelung sind digital, die Kaskade der Stromregelung (innerste Regelschleife) jedoch analog aufgebaut. Das errechnete Eingangssignal (Sollstrom) für diesen analogen Strom-loop ist aus Gründen des Endstufenmonitorings dem FCC sichtbar gemacht und steht damit der Diagnose ebenfalls zur Verfügung.

Die Hydraulikdruckmessungen sowie die Temperaturmessung des Hydraulikfluids sind keine aktuatorspezifischen (generischen) Signale, sie können laut Hersteller jedoch aus dem FCC ausgeleitet werden und liegen der Diagnose daher als Meßinformation vor.

Das Kraftsignal dient der Beobachtung der unbekannten Störgrößen durch die Lastankopplung. Es ist kein primärer Aktuatorsensor, kann aber aufgrund der externen Applikation als Dehnungsmeßstreifen auf den Ösenkopf ohne Verminderung der Aktuatorzuverlässigkeit in die Diagnose integriert werden.

### 13.3 Meßwandler

Für die Wandlung der analogen Sensorsignale für die Diagnose ist das dSpace-System mit einer 16 Bit A/D-Meßwandlerkarte mit sechzehn hochohmigen ( $\approx 1M\Omega$ ) differentiellen Wandlerkanälen ausgestattet. Jeweils vier Eingänge werden gemultiplext einem Wandlerbaustein mit einer Summen-Samplerate von  $180kHz$  zugewiesen. Damit beträgt die mittlere Wandlungszeit für eine Kanalgruppe inklusive der Einschwingzeit des Multiplexers pro Kanal  $6.5\mu s$  (s. Abb. 28).

Da bei den Wandlergruppen auf Sample-and-Hold-Bausteine verzichtet wurde ergibt sich für die einzelnen Meßwerte einer Gruppe eine äquidistante Verzögerungszeit bei der Meßwertvalidität. Die vier Wandlergruppen arbeiten hingegen parallel. Für das Diagnosesystem werden daher zur Aufnahme der hochdynamischen Meßdaten (Spulenpannungen und Spulenstrom) die jeweils ersten Kanäle einer Wandlergruppe belegt um Phasenverluste zu vermeiden. Für Signalfrequenzen unter  $200Hz$  liegt der maximale relative Meßfehler bei 0.234% (Phasenverlust max.  $1,339^\circ$ ) und kann für die Parameterschätzung toleriert werden. Daher spielt für Meßsignale der langsamen Systempole ( $< 150Hz$ ) wie die Ventil- und Zylinderwegmessung [U96] [R95] eine

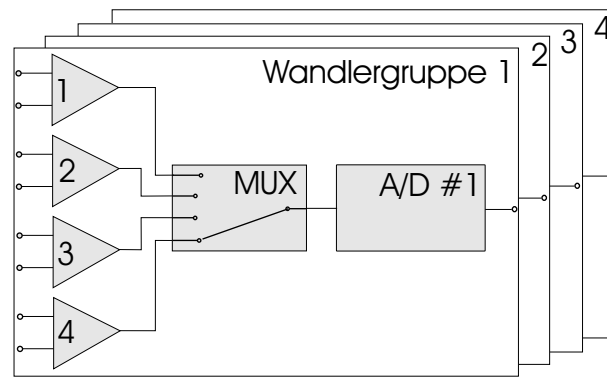


Abbildung 28: A/D-Meßkanalgruppen

spezielle Kanalaufteilung keine Rolle.

Für das eingesetzte Optimalfilter ist neben der genauen Nachbildung der Prozeßdynamik aufgrund synchron erfaßter Meßwerte die exakte Bestimmung des Meßrauschens ein die Schätzgüte maßgeblich bestimmendes Kriterium.

Das Grundrauschen der Meßkanäle setzt sich zusammen aus:

- Wandlerrauschen: Multiplexergenauigkeit und Umspringen des Least-Significant Bit (LSB)
- Signalleitungseinfluß: Kabeltyp und Kabelführung beeinflussen die Störcharakteristik
- Sensorrauschen: Widerstandsrauschen der Meßbrücken, mangelnde Streuabschirmung oder Temperatureinflüsse vermindern den Signal/Rauschabstand.

Zur Bestimmung der Charakteristik der Rauschverteilung werden für jedes Meßsignal Leerlaufmessungen durchgeführt. Nachfolgende Grafik zeigt einen typischen Nullmessungsverlauf.

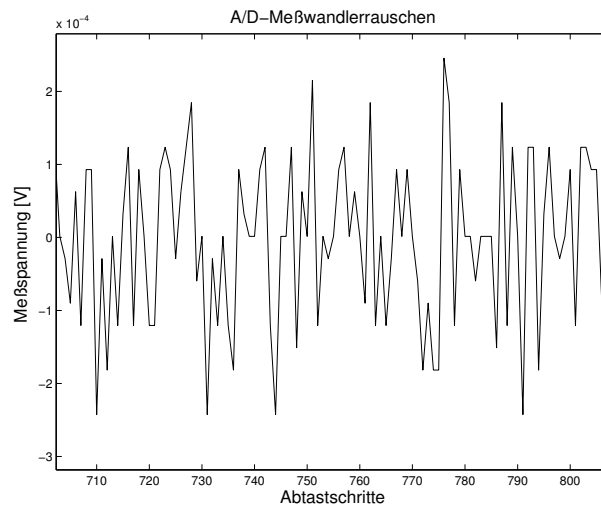


Abbildung 29: Signal-Grundrauschen

Der XEKF Algorithmus ist für gaußverteiltetes Meßrauschen ein minimalvariantes Optimalfilter, nach [Kre80] liefert er aber auch für andere Verteilungen die optimale Lösung. Daher müssen für jedes Meßsignal die Verteilung aus der vorliegenden Rauschmessung bestimmt werden.

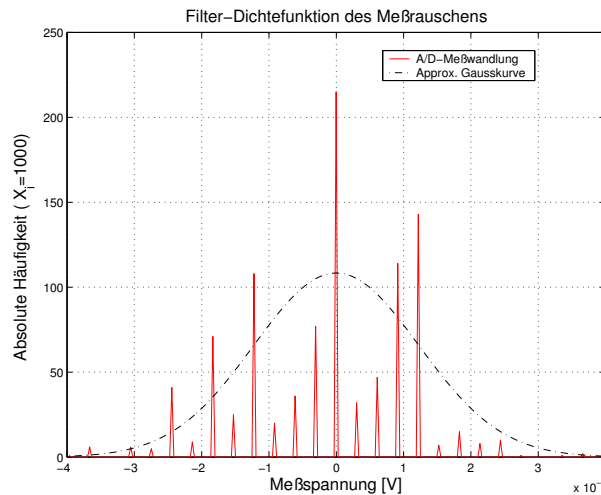


Abbildung 30: Gaussverteilung des Meßrauschens

Hat die Verteilungs- oder Dichtefunktion des Meßrauschens nicht die typische Glockenform muß die äquivalente Gaussverteilung approximiert werden um die Filtervarianzen angeben zu können.



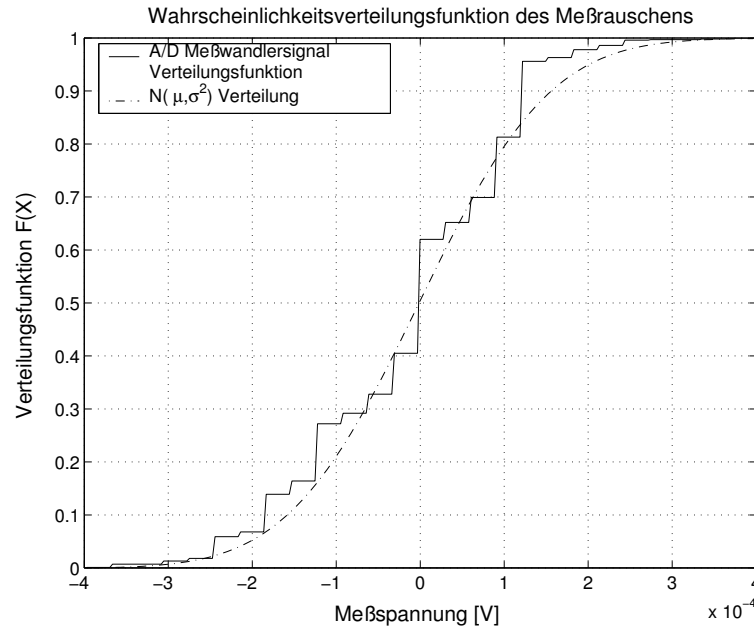


Abbildung 31: Vergleich der Verteilungsfunktionen

Die Abb. 31 zeigt den grafischen Vergleich der tatsächlichen mit der approximierten Gaußverteilungsfunktion. Die Varianz der Gauß-Approximation wurde mit MATLAB berechnet, die Ergebnisse finden sich als Hauptdiagonalwerte der Kovarianzmatrix des Meßrauschens  $\underline{R}$  in der Tabelle 10 in Kapitel 14.4 wieder.

### 13.4 Diagnoseablauf

Das Flußdiagramm (Abb. 32 des realisierten Diagnosesystems verdeutlicht das parallele Data-Processing. Die Diagnosestruktur (Kap. 5 Abb. 10) ist hier exakt nachgebildet. Der MASTER ist mit den Aufgaben der ACU beauftragt: Meßdatenerfassung, Datentransfer zur externen Diagnose-CPU und Aktuatorregelung. Auf dem SLAVE wird ausschließlich der Diagnosealgorithmus (XEKF) berechnet. Die Prozesse werden synchron und in Echtzeit abgearbeitet. Um die bei der Meßdatenerfassung und Konditionierung auf dem MASTER verstreichende Totzeit für den SLAVE zu umgehen und somit die CPU-Leistung des Alpha-Boards voll ausnutzen zu können wird das Optimalfilter mit einem Tastschritt verzögert berechnet (s. Abb. 33).

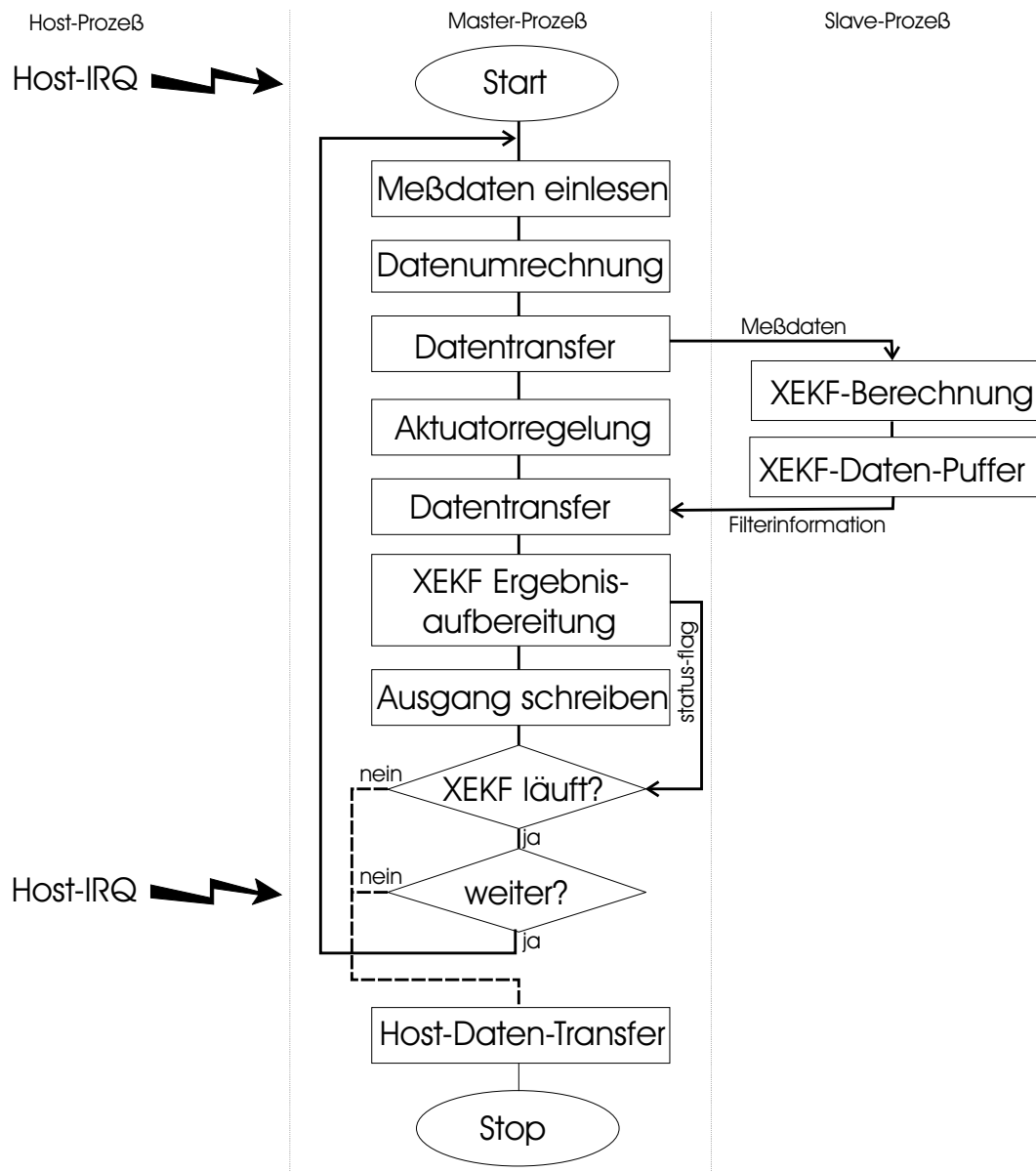


Abbildung 32: Flußdiagramm

Kommunikation mit dem Host-PC erfolgt durch Interrupts. Das pre-emptive Betriebssystem von dSpace gewährleistet die vollständige Abarbeitung der Tasks für einen Tastschritt, der Host-Eingriff in den Diagnoseablauf ist daher nur zum Zeitpunkt einer neuen Meßwandlung möglich. Ist ein Diagnosezyklus jedoch gestartet führt jeder weitere Steuereingriff zum Abbruch, da die Datenkonsistenz für das XEKF in diesem Fall nicht mehr gewährleistet ist.

### 13.5 Softwareentwicklung

Ein Vorteil des dSpace-Multiprozessorsystems ist die Anbindung an MATLAB-Simulink über den Realtime-Workshop. Für das Ansprechen der Wandlerkarten und das Prozeßsteuerungskonzept sind vordefinierte Simulink-Blöcke vorhanden. Ebenso stehen Funktionsblöcke für die Interprozessorkommunikation zur Verfügung. Per Drag-and-Drop läßt sich die Diagnosestruktur einfach erstellen. Problematisch ist die Implementierung der Diagnosesoftware. Greift man auf MATLAB-Funktionen verliert der Prozeß seine Echtzeitfähigkeit, da in jedem Zyklus der MATLAB-Interpreter aufgerufen wird. Daher wurde der Algorithmus in ANSI-C erstellt und als S-Function in den Realtime-Code eingebunden. Die speziellen Maßnahmen zur Rechenzeitoptimierung sowie die erreichten Laufzeiten (Turnaround-Time) für verschiedene Systemordnungen sind im Ergebniskapitel 14.7 dargestellt.

### 13.6 Prozeßtiming

Ein externer Timer triggert die Tasks der Prozessoren durch Hardwareinterrupts, es ergibt sich aufgrund der geringen Interrupt-Latenzzeiten von nur  $0.3\mu s$  eine synchrone und engtolerierte Kopplung an die vorher festgelegte Abtastfrequenz (sog. „harte“ Echtzeit). Der Master-Prozeß (auf dem Master-DSP) führt nach dem Interruptaufruf zunächst die Datenerfassung in folgender Reihenfolge durch: A/D-Wandlung triggern, D/A-Register schreiben, A/D-Register lesen und D/A-Ausgänge aktivieren. Danach erfolgt als nächstes direkt die Meßdatenaufbereitung, damit diese dem Slave-Prozeß möglichst schnell in einem Dual-Ported-Ram verfügbar gemacht werden können. Erst danach wird der eigentliche Master-Task (Aktuatorregelung) abgearbeitet. Ist der Master-Task durchgeführt, wird anschließend auf das Vorliegen von Ausgangsdaten des Slave-Prozesses gewartet und die Konfiguration der D/A-Daten für den nächsten Zeitschritt durchgeführt. Erst dann darf ein neuer Timerinterrupt kommen, sonst tritt ein Software-Overrun ein. Die vom Master benötigte Zeit zwischen Timertriggerung und dem Bereitstellen der Daten im DP-Ram sowie das Lesen und Processing der Slavedaten geht dem Slave-Prozess an CPU-Zeit verloren, bei einer Abtastfrequenz von  $1000Hz$  beläuft sich dieser Verlust auf immerhin  $67.5\mu s$  oder 6.5% der maximalen Execution-Time. Daher ist es ratsam den Slave-Prozeß mit einer Verzögerung von einem Tastschritt zu starten. In diesem Fall liegen die Meßdaten schon zum Triggerzeitpunkt vor und der Echtzeit-Kernel startet den Slave direkt nach Eintreffen des Interrupts (Siehe Abb. 33).

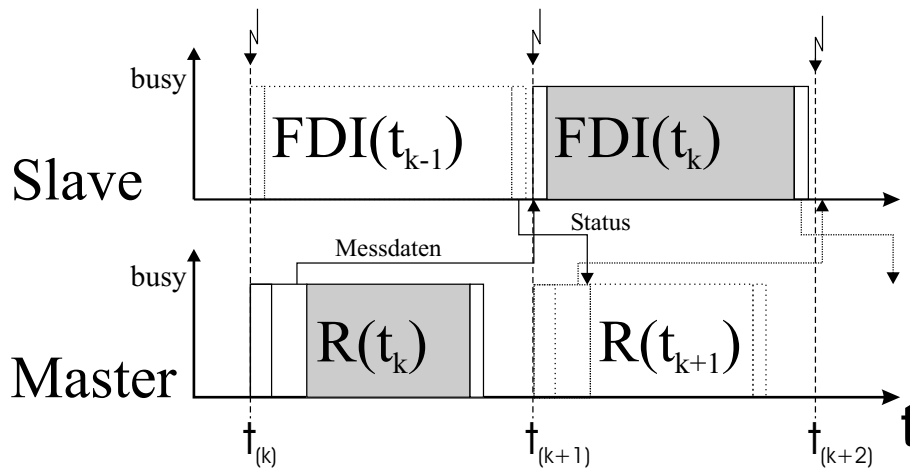


Abbildung 33: Timingdiagramm

Die Turnaround-Time eines Prozesses ist die Zeit zwischen Aufruf und Beendigung eines Tasks, sie kann mit der dSpace Konfigurations und Bedienumgebung „Control Desk“ direkt gemessen werden. Somit ist man in der Lage die Ausführungszeiten der einzelnen Prozeßabschnitte gesondert direkt zu erfassen. Untenstehend nun einige wichtige Benchmark Zykluszeiten für das dSpace-System

Prozessor	Task	Zykluszeit [ $\mu s$ ]	
		Literatur	Messung
Master	Meßwandlung	15	15.2
Master	Datenumrechnung	-	5.7
Master	Datentransfer Master/Slave*	6	1.7
Master	I/O-Task Turnaround Time	-	104.7
Slave	I/O-Task Turnaround Time	-	87.3

\*) pro 32-Bit-Variable

Tabelle 7: Benchmarks für die Datenverarbeitung

Unter dem Begriff I/O-Task sind in Tabelle 7 für den MASTER folgende Aufgaben zusammengefaßt:

- Start der A/D-Meßwandlung und Datenpufferung
- Datenkonditionierung (Umrechnung von Signalspannungen in physikalische Größen)
- Schreiben der Meßwerte in den Datenpuffer des MASTER-SLAVE-Kommunikationsports

- Datenübertragung zum SLAVE
- Warten auf Kommunikationsanfrage durch den SLAVE
- Datenrückübertragung vom SLAVE
- Datenkonditionierung (Umrechnung physikalischer Größen in Signalspannungen)
- Schreiben der Ausgangswerte in die D/A-Ausgangspuffer und Start der D/A-Wandlung

Dieser CPU-Zeitbedarf ist im Timingdiagramm (Abb. 33 als weiße Kästchen neben dem grau hinterlegten Bereich für die Aktuatorregelung  $R(t_k)$  dargestellt.

Der SLAVE-I/O-Task umfaßt lediglich die Abarbeitung der MASTER-SLAVE-Datenkommunikation. Da jedoch die Turnaround-Time ab dem Triggerzeitpunkt  $t_k$  gemessen wird schlägt sich die Dauer der Datenbereitstellung durch den MASTER als Totzeit additiv in der I/O-Task-Messung für den SLAVE nieder.

---

## 14 Nachweis der Leistungsfähigkeit

Das EKF ist ein erwartungstreuer Schätzer sowohl für die Zustände als auch die Parameter der Prozeßmodells. Die Interpretation der Schätzergebnisse für den Aktuatorfunktionszustand ergibt sich wegen der physikalischen Modellbildung direkt aus den aktuellsten Erwartungswerten für die Parameter  $\hat{\underline{\theta}} = \underline{\theta}(t_k|t_k)$ . Aus den zugehörigen Kovarianzwerten läßt sich das Fehlerintervall für das 99,95 % Quantil für gaußverteilte Schätzgrößen berechnen:

$$f_{max} = \pm 3\sqrt{P} \quad (95)$$

Eine Speicherung des jeweils letzten Parametersatzes einer Pre- bzw. Post-Flight Aktuordiagnose läßt eine Beobachtung der Parameterdriften über einen längeren Zeitraum zu. Diese Trendverfolgung ermöglicht dem Flugzeugbetreiber Rückschlüsse auf die durchzuführenden Wartungsmaßnahmen.

Für die Festlegung der Alarmschwellen für die Aktuatorfehler aus dem aktuellen Parametersatz müssen neben den Kovarianzwerten der Parameter zusätzlich Toleranzgrenzen aufgrund von Modellunsicherheiten und die erreichbare Modellgüte berücksichtigt werden.

Dieses Kapitel stellt daher neben der Diskussion der Schätzgüte für die Einzelfehler das gewählte Gütekriterium und die experimentelle Ermittlung der Modellgüte vor. Alle experimentellen Ergebnisse wurden an dem institutseigenen Hydraulikprüfstand [R02] mit einem Seitenruderaktuator aus der Serienproduktion abgeleitet.

### 14.1 Beurteilungskriterium

Zur Beurteilung der Modellabweichung sowie der Filtergüte wird das Maß des relativen Fehlers herangezogen:

$$\delta f = \frac{\max|(x(t) - \hat{s}(t))|}{|\max(x)|} = \frac{\Delta f}{|\max(x)|} \Rightarrow \frac{\text{absoluter Fehler}}{\text{Skalenendwert}} \cdot 100[\%] \quad (96)$$

Man ermittelt hierbei das größte Residuum (sowohl über die Zeit als auch arbeitspunktbezogen) und skaliert es auf den theoretisch größtmöglichen (End-) Wert der

Meßgröße. Man erhält damit ein vom größten Absolutfehler bedingtes Toleranzband als maximaler Schwankungsbereich für Meßfehler. Für das Systemmodell wurde in der Entwurfsphase eine obere Güteschranke von 3% vorgesehen.

Die Beurteilung der Genauigkeit der Parameterschätzung ist bedeutend schwieriger. Mangels Meßeingriffen muß selbst bei den durch Fehlereinbauten untersuchten Parameteränderungen bei Systemdegradation der tatsächliche Erwartungswert analytisch rekonstruiert werden. Legt man dabei die selben funktionalen Zusammenhänge zugrunde die auch bei der Systemmodellierung angewandt wurden läuft man Gefahr, dieselben Vernachlässigungen und Näherungsformen anzuwenden. Dadurch kann die Prädiktion der Schätzgüte bei den Parametern mit einem nicht quantifizierbaren systematischen Fehler behaftet sein, eine quantitative Aussage ist daher nur unter der Randbedingung eines engtolerierten, physikalischen Systemmodells möglich. Das selbe gilt auch auf den Geltungsbereich, sämtliche Aussagen zu Beobachtbarkeit, Schätzgüte und Fehlersensitivität gelten daher nur für Prozesse dessen Systemmodell gleiche Abhängigkeiten aufweist.

## 14.2 Alarmschwelle

Bei der Festlegung der Alarmschwelle für Aktuatorfehler hat man zwei diametrale Optimalforderungen. Zum einen soll die Alarmschwelle für das Auftreten eines Fehlers niedrig sein, zum anderen soll jedoch die Fehlalarmrate so gering wie möglich gehalten werden.

Da das XEKF das mathematische Systemmodell durch Parametervariation an den realen Prozeß adaptiert kann eine Fehleraussage lediglich im Rahmen der erreichbaren Modellgüte getroffen werden. Sind die physikalischen Einflüsse der realen Fehler nicht hinreichend durch das Parametermodell abgedeckt, reicht die Auswertung der Endwerte für die geschätzten Parameterkovarianzen nicht aus, um Fehlalarme sicher auszuschließen. Zusätzlich bilden externe Einflüsse wie Umgebungstemperatur, Windböen, Erschütterungen zusätzliche Unsicherheitsfaktoren für die Aktuatordiagnose. Als sichere Fehlerschwelle wird daher eine 6% -Modellabweichung vom Nominalverhalten (doppeltes Modelltoleranzband) angenommen. Für die einzelnen Parameter wird dann die Fehlerschwelle auf den Wert festgelegt, um den er verändert werden muss, um die 6% Modellabweichung vom Nominalverhalten zu erzeugen. Je nach Empfindlichkeit (quantitativer Einfluß auf die Systemdynamik) können für einzelne Parameter Fehlerschwellen von bis zu 300% oberhalb des Normalwertes auftreten.

## 14.3 Modellgüte

Zur Verifikation des Nominalmodells des Actuators wird ein Input- Output Vergleich zwischen gemessenen Prozeßdaten und der Offline-Simulation des Systemmodells durchgeführt. Die Systemanregung erfolgt über Einprägung der Spulenspannungen des Linearmotors. Diese Größen stehen jedoch nicht als analoge Meßdaten zur Verfügung da:

- die von dem Hersteller zur Verfügung gestellten Stromverstärker keinen Spannungsabgriff vorsehen,
- der Stromregelkreis sich nicht öffnen läßt, um über die resultierende Übertragungsfunktion  $U_{Spule} = K_i \cdot U_{Eingang}$  einen linearen Spannungsverstärker zu erhalten
- die Spannungsmessung über den Spulenkontakten sich aufgrund der  $25kHz$ -PWM unter dem Einfluß von hochfrequenten Störimpulsen und verschliffenen Schaltflanken nur mit bis zu 15% relativem Fehleranteil aufintegrieren läßt (s. Abb. 34).

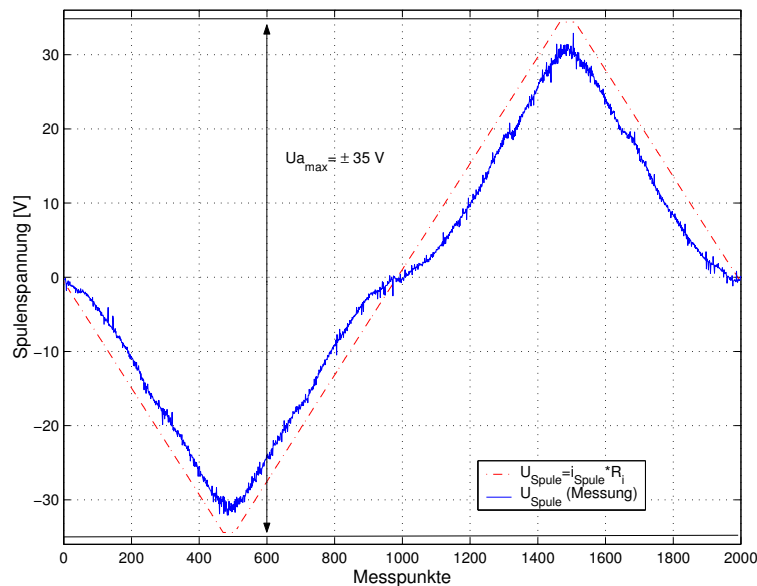


Abbildung 34: Kennlinie der Meßgröße: Spulenspannung

Als besonders problematisch bei dem Versuch, die Kennlinie der Spannungsmessung zu linearisieren, erweist sich der nahe des Nulldurchgangs auftretende Wendepunkt



der eine eindeutige Zuordnung von Spulenstrom und Spulenspannung unmöglich macht.

Die Spulenspannung muß daher über das Modell des Stromregelkreises rekonstruiert werden.

$$U_{Spule} = \begin{cases} U_{max} & \text{falls } (i_{Soll} - i_{Ist}) \cdot K_i > U_{max} \\ (i_{Soll} - i_{Ist}) \cdot K_i & \text{falls } -U_{max} < (i_{Soll} - i_{Ist}) \cdot K_i < U_{max} \\ -U_{max} & \text{falls } -U_{max} > (i_{Soll} - i_{Ist}) \cdot K_i \end{cases} \quad (97)$$

Hierbei entspricht  $i_{Ist}$  dem mit einem  $16.5Hz$  Butterworth-Tiefpass 2.Ordnung gefilterten Stromsignal, das zum Zweck des externen Strommonitoring durch denr Aktuatorregler aus dem PWM-Verstärker herausgeführt ist.

### 14.3.1 Stromsignal

Die Simulation des elektrischen Teilmodells ergibt mit der rekonstruierten Spulenspannung (s. Abs. 97) eine sehr gute Übereinstimmung mit den ungefilterten Strommessdaten (s. Abb. 35).

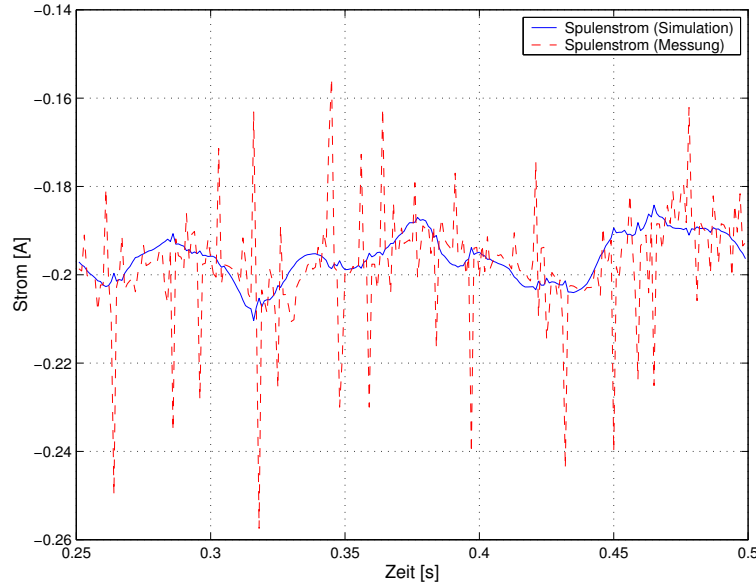


Abbildung 35: statischer Arbeitspunktstrom

Lediglich die hochfrequenten von den Schaltpulsen der PWM erzeugten Peaks des Messsignals kann das Modell aufgrund der linearen Modellierung des Stromverstärkers ( $V_{Amp} = K_i$ ) nicht abbilden. Diese Störimpulse führen daher auch zu

einem absoluten Simulationsfehler von  $\Delta f_i = 0.0783A$  und bei einem Meßbereich von  $\pm 1.6A$  zu einem relativen Fehler  $\delta f_i = 2.45\%$ . Bei einer nachträglichen  $500Hz$  Tiefpassfilterung des Messignals verbessert sich die Modellgüte für die Stromrekonstruktion wesentlich auf  $\delta f_i = 0.53\%$ .

### 14.3.2 Ventilweg

Die Ventilposition ist das Koppelglied zwischen dem elektro-mechanischen DDV- sowie dem hydraulischen Actuator-Funktionsblock. Es spielt daher eine zentrale Rolle für die erreichbare Genauigkeit bei der Rekonstruktion der nicht meßbaren Kammerdrücke und somit auch für die Güte sämtlicher hydraulischer Schätzparameter. Nach Einbau der serienspezifischen PWM-Stromverstärker am Prüfstand mit ausgeprägter Welligkeit des Arbeitspunktstroms (s. Abb. 35) zeigten sich in der Simulation Modellfehler im Kleinsignalbereich (s. Abb. 36).

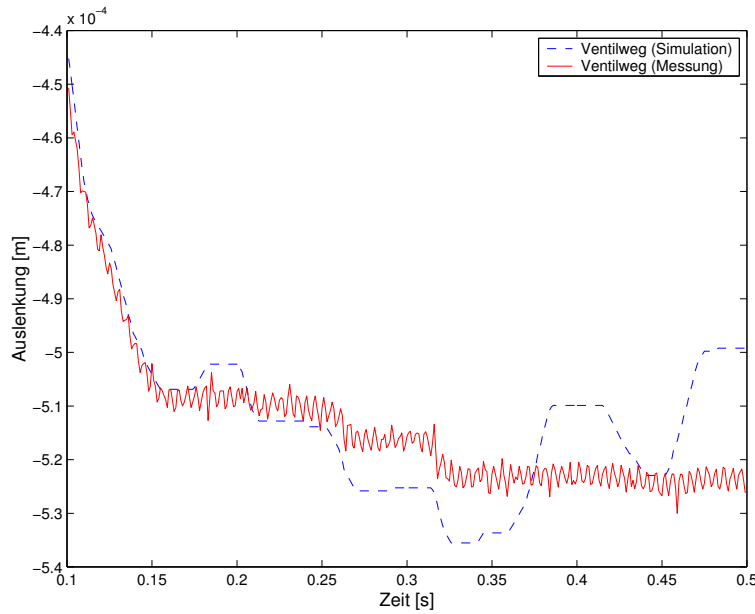


Abbildung 36: statischer Arbeitspunkt: Ventilweg

Der gezeigte Verlauf des gemessenen Weges zeigt insgesamt eine kleinere Losbrechdynamik als das Reibmodell der Simulation mit coulomb'schen und viskosem Anteil. Die resultierende Drift um den statischen Arbeitspunkt führt dadurch zu einem absoluten Fehler im Ventilweg von  $\Delta f_y = 5.1 \cdot 10^{-5}m$ , was einem relativen Fehler von  $\delta f_y = 4.69\%$  entspricht. Eine Modellanpassung führt hier zu keinem Ergebnis, da das dynamische Kleinsignalverhalten des DDV starken Schwankungen durch Kli-

maschwankungen sowie vorangegangenen Betriebsarten/-dauern unterliegt. Wählt man daher idealerweise die Systemanregung so, daß die statischen Phasen minimal sind, erhöht sich die Modellgüte auf  $\delta f_y = 2.27\%$ .

### 14.3.3 Zylinderweg

Aufgrund der negativen Nullüberdeckung der Steuerkanten sowie der hohen Durchflußverstärkung ist der Zylinderweg für die Simulation ein sehr guter Indikator für die Modellgüte des hydraulischen Teilsystems. Die Empfindlichkeit des Zylinderwegs gegenüber dem Ventilnullpunkt<sup>8</sup> führt bei inexakter Parametrierung zu einer stetigen Zylinderdrift des Beobachtermodells, eine Anfangsabweichung wird über die Zeit aufintegriert. Die Modellgleichung für den Ventilweg lautet daher  $y_{Ventil}(0) = y_{Motor}(0) + offset_{hydr}$ . Da die Zylinderdrift eine Funktion des Ventilwegs ist wird das Gütekriterium für die Zylinderdynamik driftbereinigt bemessen.

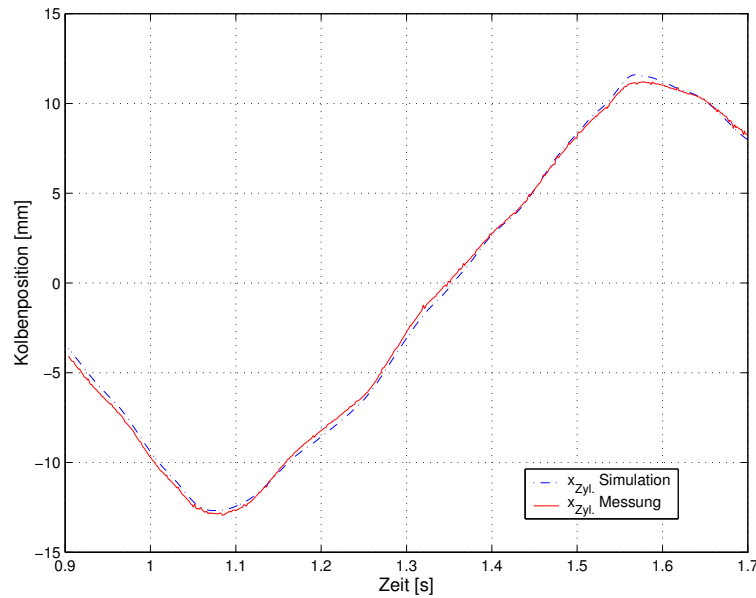


Abbildung 37: Zylinderweg

Das Maximum des Betrags der Abweichung zwischen Messung und Simulation (driftbereinigt) beträgt  $\Delta f_x = 0.547mm$ . Daraus ergibt sich ein relativer Systemfehler von  $\delta f_x = 0.34\%$ .

<sup>8</sup>Die hydraulische Nullpunktlage wird werkseitig bei 40° Betriebstemperatur auf  $|\Delta offset_{hydr}| < 1e - 5mm$  eingestellt

### 14.3.4 Zylinderkraft

Die Zylinderkraft ist neben dem Ventilweg ( $y$ ), dem Zylinderweg ( $x$ ) das dritte zur Beobachtung der Zustände im hydraulischen Ventil-/Zylindersystem zur Verfügung stehende Meßsignal. Sie entspricht der zwischen Ösenkopf des Kolbens und der externen Last (Steuerfläche bzw. prüfstandbedingt linear bewegliche Masse) auftretenden Kräfte. Die dabei verwandte Kraftmessdose in DMS-Technik ist einerseits hochgenau ( $\delta F_{mess} < 0.2\%$ , Linearitätsfehler  $< 0.01\%$ ) andererseits reduziert sich die Steifigkeit der Ankoppelung, so daß Kolben und Last ein Zweimassen-Schwinger bilden. Die Modellkomplexität erhöht sich um zwei Zustände und vier Parameter. Diese Parameter müssen demnach auch a-priori vorgegeben werden, sollen sie nicht den gewonnenen Grad an Beobachtbarkeit wieder zunichte machen. Der absolute Fehler beträgt  $\Delta f_F = 30.5N$ . Daraus ergibt sich der relative Fehler (auf den maximalen Meßbereich von  $\pm 1250N$  bezogen) zu  $\delta f_F = 1.22\%$ . Allerdings ist der Nutzbereich der Kraftmessdose wegen höherer resultierender Biegesteifigkeit zu groß ausgelegt, es werden nur etwa  $\pm 300N$  ausgenutzt, die effektive Meßgüte liegt daher bei  $\delta f_F(ef) = 5.1\%$ .

## 14.4 Zustandsschätzung

Maßgeblich für eine fehlerminimale Zustandsschätzung ist eine hohe Modellgüte und geringe Filtervarianzen (Elemente auf der Hauptdiagonalen der Kovarianzmatrix  $\underline{P}$ ). Idealerweise sind diese Elemente zu Null gesetzt, damit sämtliche Residuen in die Variation der Parameter gelegt werden. Modellfehler wie sie durch

- vernachlässigte Übertragungstherme höherer Ordnung (Kraft/Weg-Kennlinie)
- schlecht modellierbare Nichtlinearitäten (z.B. Stick-Slip-Effekt)
- unbekannte Störgrößen (z.B. Restwelligkeit des Hydraulikpumpendruckes, Vibrationen am Testrig)
- Einfluß der Abtastung und Z-Transformation
- numerisches Integrationsverfahren

entstehen, führen zu von Null verschieden zu wählenden Varianzen um die Unsicherheiten in den Systemzuständen abzubilden. Sie müssen für jede Zustandsgröße individuell abgeschätzt und a-priori in dem Filter eingestellt werden.

Zustand	Systemgleichung f(...)														
	$\psi_1$	$\psi_2$	$\psi_3$	$\psi_4$	$\psi_h$	$\dot{y}$	$y$	$pA1$	$pB1$	$pA2$	$pB2$	$\dot{x}$	$x$	$\dot{z}$	$z$
$\psi_1$	a	c	c	c	b										
$\psi_2$	c	a	c	c	b										
$\psi_3$	c	c	a	c	b										
$\psi_4$	c	c	c	a	b										
$\psi_h$	b	b	b	b	a	b	b	$\gamma$	$\gamma$	$\gamma$	$\gamma$				
$\dot{y}$					b	a	a								
$y$							a	$\beta$	$\beta$	$\beta$	$\beta$	$\gamma$	$\gamma$		
$pA1$								a				a	a	b	b
$pB1$									a			a	a	b	b
$pA2$										a		a	a	b	b
$pB2$											a	a	a	b	b
$\dot{x}$								b	b	b	b	a	a		
$x$								$\gamma$	$\gamma$	$\gamma$	$\gamma$	b	a	b	b
$\dot{z}$														a	a
$z$														b	a
Legende	linear: a:> 30%, b:> 10%, a:> 5%; nichtlinear: $\alpha$ :> 30%, $\beta$ :> 10%, $\gamma$ :> 5%														

Tabelle 8: Einfluß der Zustände auf die Jakobi-Matrix

Aus den Systemgleichungen lassen sich die Interdependenzen der Systemzustände sowohl untereinander als auch im Hinblick auf die Parameter sowie Meßgrößen ableiten und in Tabellenform qualitativ aufstellen. Dieser Überblick ist für die Festlegung der Filterstartwerte, insbesondere der Systemkovarianzmatrix von Bedeutung, da die Verkopplung eines unsicheren Zustandes mit anderen Zuständen oder Parametern diese ebenfalls in der erreichbaren Schätzgüte beeinträchtigt.

Der quantitative Einfluß der Interdependenzen ist arbeitspunktabhängig, daher a-priori schwer festzulegen, kann aber für die Kovarianzen bezüglich der hochdynamischen Zustände (Kammerdrücke ( $pA1$ ,  $pA2$ ,  $pB1$ ,  $pB2$ ) und Spulenhauptfluß ( $\psi_h$ )) von herausragender Bedeutung sein. Für diesen Zustände wird ein Systemrauschen eingeprägt, um die Filterstabilität an allen Arbeitspunkten zu gewährleisten.

Ohne äußere Anregung wachsen die Kovarianzen der Systemzustände durch Aussummation von  $\underline{Q}$  linear an, die a priori festgelegten Werte für  $\underline{Q}$  legen damit die Dynamik der Diffusion (Änderung der  $\sigma^2$ -Werte pro Tastschritt) der Zustände fest

(siehe [Kre80]).

$$Q = \frac{\Delta\sigma^2(X, t_k)}{t_{tast}} \quad \text{mit :} \quad t_{tast} = \text{Abtastzeitschritt} \quad (98)$$

Eine Modellunsicherheit ( $\sigma(y)$ ) von beispielsweise  $9,1e-5m$  für den Ventilweg (siehe Unterabschnitt 14.3.2) als Variationsweite pro Tastschritt (hier  $1 \cdot 10^3s$ ) ergibt eine Filtervarianz  $Q_y$  von  $8.281 \cdot 10^{-6}$ . In diesem Fall würde der Ventilweg im eingeschwungenen Filterzustand innerhalb des Toleranzbandes von  $\pm\delta(y)$  um den tatsächlichen Istwert geschätzt werden, eine Parameteranregung wird jedoch nur bei einer schlechteren Positionsschätzung erfolgen. Will man eine deutlichere Parameteradaption erzwingen muß man daher die Kovarianz für den Zustand  $y$  weiter verringern.

Die Festlegung der Filterstartwerte ist insgesamt ein iterativer Optimierungsprozeß bei dem neben dem Expertenwissen über den Prozeß und seiner Modellierung auch intuitive Erkenntnisse aus Beobachtungen der Schätzverläufe und des Einschwingverhaltens einfließen.

Untenstehende Tabelle gibt die für die Parameterschätzung aktuell gewählten Hauptdiagonalwerte (Varianzen) der Kovarianzmatrix  $\underline{Q}$  an.

Zustand	$\underline{Q}$ (Hauptdiagonale)	$\underline{P}(tk = 0)$ (Hauptdiagonale)
$\psi_1$	0	1e-5
$\psi_2$	0	1e-5
$\psi_3$	0	1e-5
$\psi_4$	0	1e-5
$\psi_h$	1e-28	1e-4
$\dot{y}$	1e-26	1e-12
$y$	1e-14	1e-6
$pA1$	1e-18	1e-9
$pB1$	1e-18	1e-9
$pA2$	1e-18	1e-9
$pB2$	1e-18	1e-9
$\dot{x}$	0	1e-9
$x$	1e-21	1e-6
$\dot{z}$	1e-19	1e-9
$z$	1e-10	1e-5

Tabelle 9: Startwerte der Zustandskovarianzen für des XEKF

Für die Festlegung des Meßrauschens muß die Rauschverteilung der Meßwerte (Varianz der Meßwerte  $\underline{R}$ ) untersucht werden. Die Filterthoerie basiert auf der Gaußverteilung des Rauschens, so muß für in der Realität abweichende Verteilungen eine approximierte Gaußverteilung angenommen werden (siehe Kap. 13 Abb. 29 u. Abb. 30). Allerdings hat man über den  $\underline{R}$  nach der Filtergleichung für die Berechnung der K-Matrix (siehe Kap. 10.1, Gl. 34) einen direkten Einfluß auf das Prozessfolgeverhalten des Filters. Hohe R-Werte bedingen über eine kleine K-Matrix ein geringes Update der Zustände im Filterungsschritt und somit eine größere Toleranz gegenüber Meßabweichungen. Umgekehrt kann man das Prozeßfolgeverhalten durch kleine R-Werte erhöhen, allerdings führen dann u.U. schon kleinere Meßausreißer zu unerwünschter Systemanregung.

Untenstehende Tabelle zeigt die aus den physikalischen Messungen des Signalrauschens hergeleiteten Startwerte der Kovarianzen für die Meßmatrix  $\underline{R}$ .

Meßgröße	$i_1$	$i_2$	$i_3$	$i_4$	$y$	$x$	$f_k$
$\underline{R}$ (Hauptdiagonale)	2e-3	2e-3	2e-3	2e-3	1e-9	5e-9	1e-3

Tabelle 10: Kovarianzen des Meßrauschens

## 14.5 Parameterschätzung

Zentrales Problem der Parameterschätzung ist die Beobachtbarkeit. Während bei linearen Systemen die Jakobi-Matrix  $\underline{F}$  nur einmal auf Rangabfall überprüft werden braucht, hat dies bei nichtlinearen Systemgleichungen a-priori an jedem möglichen Arbeitspunkt zu erfolgen um globale Beobachtbarkeit zu garantieren. Da bei der Verfahrensaufftrennung durch das XEKF zur Prädiktion der Systemkovarianzen lediglich die Jakobi-Matrix der Systemzustände invertiert werden muß, führt eine fehlende Beobachtbarkeit der Parameter nicht direkt zu numerischer Instabilität. Zusätzlich läßt sich durch das Random-Walk-Modell für die Variation der konstanten Parameter die Diffusionsgeschwindigkeit der Parameter bei ausbleibender Anregung derart einstellen, daß schon eine lokale Beobachtbarkeit zu Filtereinschwingen und hohen Schätzgüten führt. Das Indiz für die Anregung in den einzelnen Parametern sind die Hauptelemente der Parameter-Kovarianz-Matrix. Ist die Verlaufskurve der Kovarianzen glatt und stetig ansteigend mit dem Gradienten  $Q_{Para}$ , so kann der Parameter nicht beobachtet werden, die Systemanregung muß derart angepaßt werden, daß der Verlauf durch kontinuierliches Filterupdate gegen einen Grenzwert konvergiert.

Als Eingangssignal für breitbandige Systemanregung zur Fehlerdiagnose eignen sich PRBS-Signale mit 10% Aussteuerung. Der Aktuator wird dabei open-loop betrieben, die Rückführungen für die Aktuatorregelung sind unterbrochen. Um die Parameter der Nichtlinearitäten ebenfalls anzuregen, ist diesen Rauschsignalen ein niederfrequentes ( $f = 1Hz$ ) Sinussignal mit 90% maximaler Signalamplitude unterlagert, so daß der gesamte Arbeitsbereich abgedeckt wird .

Theoretisch lassen sich bei linearen Systemen bei  $N$  Meßwerten genau  $N$  Parameter analytisch beobachten. Nichtlineare Systeme bieten hier einen Vorteil, da durch die Nichtlinearität über die unterschiedliche Einwirkung auf die Systemdynamik eine zusätzliche Parameterunterscheidbarkeit möglich ist. Zur Festlegung geeigneter Schätzparameter kann man sich in Vorfeld mit dem Aufstellen von Wirkmatrizen einen Überblick sowohl über die Parameter-Zustands- als auch Meßwert-Zustands-Verkopplung verschaffen.

Parameter	Systemgleichung $f(x(t),t)$														
	$\psi_1$	$\psi_2$	$\psi_3$	$\psi_4$	$\psi_h$	$\dot{y}$	$y$	$p_{A1}$	$p_{B1}$	$p_{A2}$	$p_{B2}$	$\dot{x}$	$x$	$\dot{z}$	$z$
$R_1$	b														
$R_2$		b													
$R_3$			b												
$R_4$				b											
$R_{fe}$					b										
$\underline{L}$	b	b	b	b	b										
$C_{sat}$	$\gamma$	$\gamma$	$\gamma$	$\gamma$	$\gamma$										
$k_{ind}$	b	b	b	b											
$k_{mag}$						b									
$d_{vis}$						c									
$d_{hydr}$						$\gamma$									
$f_{v\_haft}$						$\gamma$									
$C1_{perm}$						b									
$C3_{perm}$						$\gamma$									
$C_{fed}$						b									
$C1_{stroem}$						c									
$C3_{stroem}$						$\gamma$									
$m_v$						b									
$E_{oel}$								b	b	b	b				
$\rho$								b	b	b	b				
Legende	linear: a:> 30%, b:> 10%, c:> 5%; nichtlinear: $\alpha$ :> 30%, $\beta$ :> 10%, $\gamma$ :> 5%														



Parameter	Systemgleichung $f(\mathbf{x}(t), t)$														
	$\psi_1$	$\psi_2$	$\psi_3$	$\psi_4$	$\psi_h$	$\dot{y}$	$y$	$p_{A1}$	$p_{B1}$	$p_{A2}$	$p_{B2}$	$\dot{x}$	$x$	$\dot{z}$	$z$
$\alpha D$								b	b	b	b				
$K_{leck}$								c	c	c	c				
$P_{Geom}$								$\beta$	$\beta$	$\beta$	$\beta$				
$A_k$								$\gamma$	$\gamma$	$\gamma$	$\gamma$	b			
$off_{hydr}$								c	c	c	c				
$C_{km}$												b		b	
$f_{k\_reib}$												c			
$f_{k\_haft}$												$\gamma$			
$m_k$												c			
$f_{m\_reib}$														c	
$f_{m\_haft}$														$\gamma$	
$m_m$														b	
Legende	linear: a:> 30%, b:> 10%, c:> 5%; nichtlinear: $\alpha$ :> 30%, $\beta$ :> 10%, $\gamma$ :> 5%														

Tabelle 11: direkte Parametereinwirkung

In Tabelle 11 sind die direkten Einwirkungen der Parameter auf die Zustände nach Art und Intensität klassifiziert. Bei auftretender multiplikativer Parameter-Zustand-Verknüpfung ist der Koppelzustand in Klammern hochgestellt mit eingetragen. Treten in diesem Parameter-Zustandsraum gleichartige Verknüpfungen auf, so sind diese Parameter nicht unabhängig beobachtbar, der Filter variiert vorzugsweise den Parameter mit der geringsten Kovarianz  $Q_{Para}$ .

Da die Filteranregung über die Meßresiduen erfolgt, sind die Meßgleichungen und ihre Beziehung zu den durch Messung beobachtbaren Zuständen von erheblicher Bedeutung für die Schätzung von Parametern (siehe Tab. 12), Parameter mit einer direkten Beziehung zu Meßgrößen bzw. aus Messungen rekonstruierbaren Zuständen erfahren eine direkte Anregung, die Anpassung an lokale Beobachtbarkeitsbereiche ist leicht durchzuführen.

Bei der Festlegung der Schätzparameter müssen drei Bedingungen explizit in folgender Reihenfolge erfüllt sein.

1. lokale Beobachtbarkeit
2. Meßwertstützung
3. Relevanz für die Fehleraussage der Diagnose

Meßgröße	Systemgleichung f(...)														
	$\psi_1$	$\psi_2$	$\psi_3$	$\psi_4$	$\psi_h$	$\dot{y}$	$y$	$pA1$	$pB1$	$pA2$	$pB2$	$\dot{x}$	$x$	$\dot{z}$	$z$
$i_1$	a														
$i_2$		a													
$i_3$			a												
$i_4$				a											
$y$							a								
$x$													a		
$F$													b		b
Legende	linear: a:> 30%, b:> 10%, c:> 5%; nichtlinear: $\alpha$ :> 30%, $\beta$ :> 10%, $\gamma$ :> 5%														

Tabelle 12: Einfluß der Meßgleichung

Die folgende Tabelle zeigt das Ergebnis der Parameterextraktion.

Parameter	$\text{Diag}(Q_{Para})$
$k_{mag}$	1e-16
$k_{ind}$	1e-16
$d_{vis}$	1e-14
$C_{fed}$	1e-18
$k_{leck}$	1e-28
$f_{k\_haft}$	1e-17
$\alpha D$	1e-22

Tabelle 13: Startwerte der Parameterkovarianzen

Im Gegensatz zur Zustandsschätzung, dessen Anfangsfilterunsicherheit  $P_{Zustand}|_{(tk=0)}$  ungleich Null ist, damit das Filter schnell an den Prozeß adaptiert, startet die Parameterunsicherheit  $P_{Para}|_{(tk=0)}$  bei Null, die Schätzung der Parameter setzt erst bei eingeschwungenem Zustandsfilter ein. Startet man die Parameterschätzung mit zu hohen Kovarianzen kann bei noch ungenauer Zustandslage die Variation der Parameter über die Stabilitätsgrenzen hinaus erfolgen und das Filter divergiert im folgenden Prädiktionsschritt über alle Schranken.

Im Anschluß werden die ausgewählten Parameter hinsichtlich ihrer Zuordnung zu den Fehlerklassen (Kap. 8.2) und ihrer Wirksamkeit zur Aktuatordiagnose diskutiert.

## 14.5.1 Elektrische Fehler des Linearmotors

Fehler	spezifischer Parameter	indirekte Parameter	Beobachtbarkeit	Sensitivität	Detektor
Kabelfehler	-	$R_i, \underline{L}_i, k_{mag}$	o	-	IBIT
Verstärkerfehler	-	$R_i, \underline{L}_i, k_{mag}$	o	-	IBIT
Spulenfehler	$R_i, \underline{L}_i$	$k_{mag}, R_{Fe}$	$R_i+, \underline{L}_i-$	o	IBIT
Sensorfehler	-	$R_i, \underline{L}_i, k_{mag}$	o	-	IBIT

Tabelle 14: Parameterauswahl

Die geschlossene Schätzung der Koppelmatrix  $\underline{L}_i$  zeigte sich schon in der Identifikationsphase für das Nominalmodell als unmöglich. Die Koppelfaktoren sind nicht unabhängig beobachtbar, man muß von gemessenen Hauptinduktivitäten ausgehend die Koppelfaktoren iterativ bestimmen, wobei die Elemente der fünften Zeile und Spalte sich aufgrund der Kraftkopplung über den Hauptfluß  $\psi_h$  mit dem Filter schätzen lassen. Daher bietet sich zur Spulenfehlerschätzung die Wahl der Spulenwiderstände als Parameter an: Spuleninduktivität und Widerstand sind physikalisch über die Wicklungszahl und den spezifischen Drahtwiderstand gekoppelt. Zudem steht dieser Parameter explizit in den Meßgleichungen für den Spulenstrom, die Beobachtbarkeit ist gegeben.

Eine Aussage über die Fehlerart (z.B. Wicklungsteilschluß) ist jedoch genauso unspezifisch möglich wie durch die Erkennung einer Stromabweichung in den elektrischen Kanälen durch das Voting/Monitoring der ACE. Effektiv wird in dem XEKF zur Aktuatordiagnose auf die Schätzung der Spulenfehler verzichtet, diese Aufgabe übernimmt der konventionelle IBIT. Prinzipiell kann man in letzter Konsequenz auch eine Modellreduktion auf ein Einspulersatzmodell für den Ventilantrieb durchführen können, allerdings ist dann ein Dreispulenbetrieb bei (im Fehlerfall) durch Voter abgeschalteten Lanes und damit die Fortführung der Diagnose für den Gesamtaktuator im elektrischen Fehlerfall unmöglich.

Die Parameter  $R_{Fe}$  und  $C_{sat}$  beschreiben die flußbestimmenden Rückwirkungen des Eisenkreises. Diese sind für alle in der FMECA aufgeführten Fehlermodes ohne Einfluß, sie sind nach der Identifikation des Motormodells reine Modellkonstanten.

### 14.5.2 Mechanische Fehler des DDV

Veränderung der mechanischen Parameter des Ventilmodells (siehe Kap. 8.2, Abs. 8.2.2 u. 8.2.3) haben signifikanten Einfluß auf die Actuatorperformance, eine hohe Auftretswahrscheinlichkeit bedingt den Fokus der Fehlerdiagnose auf den mechanischen Modellparametern.

Fehler	spezifischer Parameter	indirekte Parameter	Beobachtbarkeit	Sensitivität	Detektor
Gehäusebruch	-	$R_{Fe}, k_{mag}, k_{ind}$	o	-	-
Verschmutzung	$F_{haft}, d_{vis}$	$d_{hydr}, C1_{stroem}$	++	$D_{vis}$	XEKF
Magnetfehler	$C3_{perm}$	$C_{fed}$	+	+	XEKF
Zentrierfedern	$C_{fed}$	$C1_{perm}, C1_{stroem}$	+	+	XEKF
Wellenbruch	-	$F_{haft}$	-	-	-
Ventilklemmen	-	$F_{haft}$	-	-	-

Tabelle 15: Parameterauswahl

Alle Parameter in diesem Abschnitt wirken direkt auf den Zustand  $\dot{y}$ . Daher muß bei der Diagnose Eindeutigkeit gewährleistet sein.

Massive Fehler wie Gehäusebruch, Wellenbruch oder Ventilklemmen sind durch die dynamischen Gleichungen nicht abgedeckt. Ein Fehler dieser Kategorie wird sich unspezifisch in allen Schätzparametern niederschlagen.

#### Schieberreibung:

Für die Detektion einer erhöhten Schieberreibung aufgrund von Lagerverschleiß oder Verschmutzung durch Schwebeteilchen im Hydrauliköl wird der viskose Reibfaktor  $d_{vis}$  ausgewählt. Er ist linear mit der Schiebergeschwindigkeit  $\dot{y}$  gekoppelt. Aufgrund der Messung der Schieberposition besteht optimale Beobachtbarkeit. Die Eindeutigkeit der Diagnoseaussage ist aufgrund der Tatsache, daß die konkurrierenden Parameter wie  $d_{hydr}$  quadratisch abhängig von  $\dot{y}$  und auch  $C1_{stroem}$  zwar linear jedoch nullpunktsymmetrisch und druckabhängig sind, gegeben.

Der Kraftanteil der viskosen Schieberreibung ist in der Kräftebilanz jedoch quantitativ gering, so daß sich Reibfehler nur mit einer hohen Fehlerschwelle detektieren lassen.

Die Grafik 38 verdeutlicht die Problematik des Reibfaktors  $D_{vis}$ . Nur bei hoher dynamischer Anregung tritt ein Reibfehler signifikant in Erscheinung. Allerdings

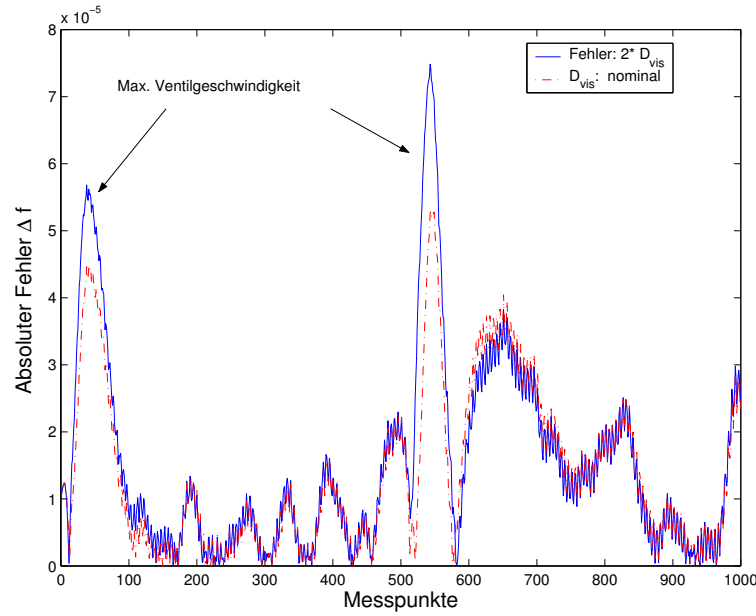


Abbildung 38: Fehlerverlaufskurve: Ventilposition

führt einer Reiberhöhung um 100 % lediglich zu einer Vergrößerung des relativen Fehlers in der Simulation der Ventilposition von 1.3%. Die Interpretation für die Schätzgenauigkeit ist noch schwieriger. Aufgrund nichtmodellierter oder unbekannter dynamischer Eigenschaften der Ventilschiebers bleibt im eingeschwungenen Filterzustand ein relativer Fehler im Ventilweg von  $\delta f_y = 2.27\%$ . Die Fehlerschwelle sicher überschritten hat der Schätzwert erst, wenn seine Auswirkungen in der Simulation größere Abweichungen als  $\delta f_x = 2.27\%$  hervorrufen! Daher ist für eine konservative Fehleraussage die Fehlerschwelle für den Faktor  $D_{vis}$  bei 175% anzusetzen!

### Magnetfehler:

Die Magnetkraftkennlinie ist eine punktsymmetrische Funktion dritter Ordnung der Motorposition ( $y$ ), wobei der quadratische Term entfällt. Der kubische Parameter  $C3_{perm}$  wird zur Detektion von Änderungen der Magnetkräfte herangezogen, da der lineare Koeffizient sich mit der global linearen Federkonstante  $C_{fed}$  überlagert und somit eine getrennte Beobachtung nicht möglich ist. Der kubische Anteil erreicht in den Randbereichen des Motorwegs  $-0.6 > y > 0.6$  [mm] den höchsten Signifikanzgrad. Die Anregung sollte daher im maximalen Aussteuerbereich des Motors liegen. Eine Erhöhung des Faktors um 15% führt ab 0.7mm zum „umklappen“ der Motorkennlinie (Anker wird von den Magnetkräften an das Joch gezogen, Motor geht in Endanschlag). Eine Verringerung von 27% führt bei einer Auslenkung des Mo-

tors zur Überschreitung der Toleranzschwelle, die sichere Detektionsschwelle für den Parameter  $C3_{perm}$  wird (ausreichende Anregung vorausgesetzt) bei 30% Deviation festgelegt.

### **Zentrierfederfehler:**

Die Kennlinie der Zentrierfedern ist eine mit einem Nichtlinearitätsfehler von 0.13% behaftete Nullpunktsgerade. Der lineare Parameter  $C_{fed}$  ist mit  $643N/mm$  neben der magnetostatischen Motorkraft der einflußreichste Parameter in der Bewegungsdifferentialgleichung. Seine Detektionsschwelle liegt bei 3.61% vom Nominalwert bei einer Motorauslenkung von  $0.6mm$ . Die Eineindeutigkeit der Fehlerzuordnung ist leider nicht erreichbar, da sich Abweichungen des linearen Magnetkraftkoeffizienten  $C1_{perm}$  additiv in dem Parameter  $C_{fed}$  niederschlagen. Wählt man zudem die Adaptiongeschwindigkeit (Kovarianzwert des Parameters) zu hoch, ist die Beobachtbarkeit des kubischen Magnetkraftbeiwertes ebenfalls nicht mehr gegeben, da der kubische Anteil an der Kräftebilanz durch geringe Adaption in  $C_{fed}$  bereits vollständig absorbiert wird.

### **14.5.3 Hydraulische Fehler am Gesamtaktuator**

Die hydraulischen Teilsysteme des Steuerventils sowie des Zylinders sind nicht rückwirkungsfrei gekoppelt, eine getrennte Diskussion der Schätzergebnisse ist daher nicht möglich. Wie bei den anderen Teilsystemen hier zunächst auch die Tabelle zur Parameterauswahl.

Die Kammerdrücke sind die zentralen Zustände des hydraulischen Systems. Alle Parameter sowohl des Ventil- als auch des Zylindermodells sind direkt mit ihnen verknüpft. Wegen fehlender Messung der Kammerdrücke müssen diese analytisch rekonstruiert werden, was aufgrund der schnellen Pole und großer Vorwärtsverstärkung schon bei kleinsten Unsicherheiten zu hohen Absolutfehlern führt. Diese systematische Fehler bei der Rekonstruktion beeinträchtigen maßgeblich die maximal erreichbare Schätzgüte der Parameter. Die Parameter sind daher nicht direkt beobachtbar, die Meßwerte werden vom Filter primär zum Update der Kammerdrücke verwandt. Erst im nächsten Iterationsschritt fließt die Meßinformation über die Systemgleichung in die Parameterschätzung mit ein.

### **Filterverschmutzung**

Der eingebaute  $6\mu m$  Schwebstofffilter im DDV bildet bei zunehmender Verschmutzung mit dem Ventil eine Reihenschaltung von Hydraulikdrosseln mit turbulenter

Fehler	spezifischer Parameter	indirekte Parameter	Beobachtbarkeit	Sensitivität	Detektor
Ventilsystem Filter	$\alpha D$	$F_{k\_vis}, F_{m\_vis}$	+	+	XEKF
Dämpfung	$d_{hydr}$	$d_{vis}, C1_{stroem}$	+	$d_{hydr}^{\circ *}$	XEKF
Steuerkanten	$\alpha D, C1_{stroem}$	$d_{vis}, F_{reib}$	+	$C3_{stroem}$	XEKF
Leckage (int)	-	$CX_{stroem}$	+	+	XEKF
Zylindersystem Zylinderreibung	$F_{reib}(z + m)$	$\alpha D, F_{haft}, Ckm$	o	$F_{reib}z$ o	XEKF
innere Leckage	$Q_{Li}$	$\alpha D, F_{haft}, Ckm$	o	$Q_{Li}$ o	XEKF
Leitungsbruch	$Q_{Li}$	$\alpha D, F_{haft}, Ckm$	o	-	-
Intersystemleck	-	$Q_{Li}, F_{reib}, Ckm$	-	-	-
ext. Leckage	-	$Q_{Li}, F_{reib}, Ckm$	-	-	-

Tabelle 16: Parameterauswahl

Durchflußcharakteristik. Es gilt in Analogie des Spannungsteilers für die Berechnung der Druckabfälle über den Drosseln unter Berücksichtigung der quadratischen Druck/Durchflußkennlinie (turbulente Strömung):

$$\Delta P_{Ventil} = \frac{2}{\rho} \frac{(\alpha D_{Filter} \cdot A_{Filter})^2}{(\alpha D_{Filter} \cdot A_{Filter})^2 \cdot (\alpha D_{Ventil} \cdot A_{Ventil})^2} \Delta P_{System} \quad (99)$$

Im Nominalfall ist der effektive Filterquerschnitt sehr viel größer als der Ventilschalt, so daß über dem Ventil (inklusive Zylinder) der gesamte Druck als Wirkdruck verfügbar ist. Setzt sich der Filter zu, so verschiebt sich das Verhältnis, der Aktuator verliert an Performance. Da das Modell den Filterdruckabfall nicht mitbeobachtet wird in diesem Fall das EKF bei bekannten Systemdrücken den reduzierten Durchfluß quadratisch in den Parameter  $\alpha D$  hineinlegen, eine gezielte Fehleraussage ist daher über den Durchflußkoeffizienten nur über das Vorzeichen der Änderung zu erreichen. Bei Filterverschluß wird der geschätzte Parameter im Gegensatz zum Steuerrantenverschleiß kleiner. Aufgrund nichtlinearer Unsicherheiten im Hydraulikmodell wird der Durchflußkoeffizient nur mit hohen Fehlerschwellen beobachtbar (siehe Abschnitt 40).

### Hydraulische Dämpfung

Neben den Bernoullikräften an den Steuerranten stellt die hydraulische Dämpfung aufgrund der Drossel im Überstromkanal ein weiterer hydraulischer Parameter

in der Kräftebilanz für die Ventildynamik dar. Aufgrund der physikalischen Gesetzmäßigkeiten ist der Parameter  $d_{hydr}$  nur von der Geschwindigkeit  $\dot{y}$  des Ventils abhängig. Durch die quadratische Kopplung ist er unter Ausnutzung des oberen Geschwindigkeitsbereichs von  $15 - 48 [mm/s]$  des Ventils signifikant von den linearen Dämpfungen unterscheidbar. Sein quantitativer Einfluß auf die Motordynamik ist allerdings gering. Ein Totalausfall der Dämpfung führt jedoch zu Schwingungen in der Stromregelung und damit zu höherem Leistungsverbrauch und Verschleiß in den PWM-Verstärkern. Wegen dem geringen Einfluß liegt die erreichbare sichere Detektionsschwelle allerdings lediglich bei  $-75\%$  vom Nominalwert.

### Steuerkantenverschleiß

Abrasionen oder Ausbrüche an den Steuerkanten beeinflussen maßgeblich das dynamische Verhalten der mechanischen und hydraulischen Systeme. Das Filter wird Systemänderungen bei Auftreten dieses Fehlers folgenden Parametern zuordnen:

- $\alpha D$ : Der Durchflußbeiwert ist eine Funktion der Form und Oberflächenbeschaffenheit der Steuerkanten.
- $C1_{stroem}$  und  $C3_{stroem}$ : Die Bernoullikräfte hängen über die Durchflußmenge  $Q$  und den Strahlwinkel  $\alpha_S$  direkt von der Steuerkantengeometrie ab.
- $d_{vis}$ : Durch das Öl im Spalt zwischen Ventilhülse und Steuerschieber wird das viskose Reibverhalten der Schiebergruppe beeinflusst.

Der Parameter  $\alpha D$  ist nicht eindeutig, er ist ein Ersatzparameter für alle zusätzlichen Drosselverluste im Rohrleitungssystem sowie in dem Zylinder. Zusätzlich ist die Beobachtbarkeit durch die schwache Kopplung mit den Meßwerten des Ventil- und Zylinderwegs eingeschränkt, das EKF wird die Meßinformation im Rahmen seiner Kovarianzvorgaben in das Update der Kammerdrücke hineinlegen. Die Auswirkung des Steuerkantenverschleiß' auf die Bernoullikräfte konnten nicht quantifiziert werden, eine theoretische Herleitung des Strahlwinkels  $\beta$  senkrecht zur Ventilachse gibt keinen Hinweis auf die Variation bei verschlissenen Steuerkanten. Allerdings ist der kubische Bernoullikoeffizient  $C3_{stroem}$  in der die Schiebermechanik beschreibenden DGL direkt über die Messung des Ventilwegs beobachtbar. Die Eindeutigkeit der Diagnoseaussage ist ebenfalls erreicht.

Eine Abweichung des kubischen Anteils der Bernoullikraft um  $17\%$  führt bei Auslenkungen  $y > 0.6mm$  zum Überschreiten des Toleranzbandes der Modellunsicherheiten. Die konservative Schwelle zur Gewährleistung der Beobachtbarkeit im Bewe-



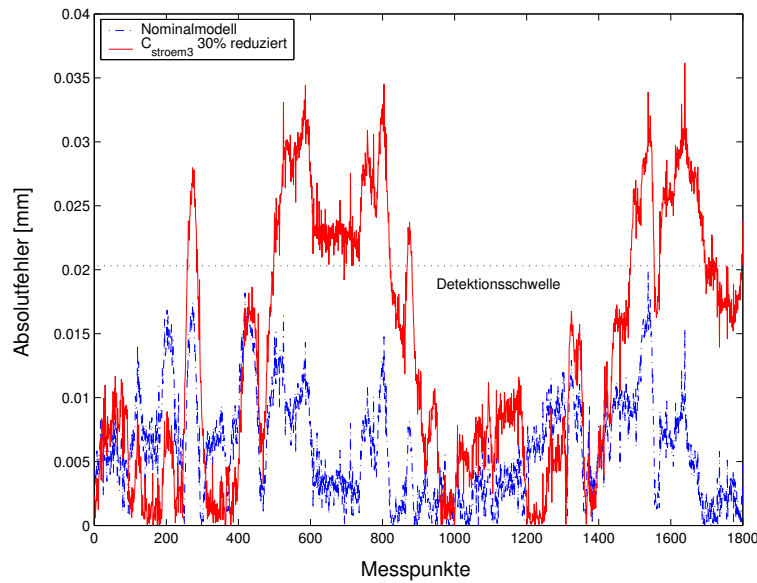


Abbildung 39: Fehlerverlaufskurve: Ventilposition bei Steuerkantenverschleiß

gungsbereich von  $|y| > 0.2\text{mm}$  wird bei 30% Parameterabweichung vom Nominalwert festgelegt. Die Variationsbandbreite des Parameters bei tatsächlichem Kantenverschleiß konnte vom Hersteller nicht benannt werden, es ist daher fraglich ob die erreichbare, sichere Aussageschwelle im Fehlerfall tatsächlich überschritten wird.

### Interne Leckage

Interne Leckage ist ein parasitärer Volumenstrom zwischen der Systemdruck- und der Rücklaufleitung der den kraftwirksamen Ölvolumenstrom betragsmäßig mindert. Da die Leckage mit dem Ventil inklusive Aktuator eine Parallelschaltung zweier Drosseln bildet, fließt nach Stromteilerformel der größte Strom durch die Drossel mit dem geringsten Widerstand. Bei einer externen Last von  $83\text{kg}$  fällt über dem Zylinder ein maximaler Wirkdruck von  $8\text{e}5\text{hPa}$  ab, der Actuator wird quasi im Leerlauf betrieben, die den Volumenstrom bestimmenden Faktoren sind damit die Portöffnung und der Durchflußkoeffizient  $\alpha D$  des Steuerventils. Nur in der Ventilnullposition (oder bei Überschreiten der stall-load des Aktuators) wird der hydraulische Widerstand im Wirkzweig so groß, daß die interne Leckage wirksam wird. In diesem Falle ist das EKF jedoch nicht angeregt, eine Beobachtung des Leckstroms nicht möglich. Eine Ventilleckage ist daher nicht diagnostizierbar.

### Zylinderreibung

Die Zylinderidentifikation ergibt für die Reibkennlinie einen hohen Coulomb'schen

Anteil ( $F_{k\_haft} = 1100N$ ) und einen viskosen Reibfaktor  $F_{k\_vis}$  von nur  $5N \cdot s/mm$ . Der stationäre Kammerdruck bei konstantem Volumenstrom von  $2 \cdot 10^5 hPa$  entfällt zu 90% auf die Haftkraft. Aufgrund des Fehlens von Kammerdrucksensoren liegt wegen der Modellunsicherheiten der Fehler bei der Rekonstruktion der Kammerdrücke bei  $1.76e5 hPa$ , eine Schätzung der viskosen Zylinderreibung ist nicht möglich. Die Beobachtung der Haftkraft ist wegen der betragsmäßigen Entkopplung von der Geschwindigkeit  $\dot{x}$  prinzipiell gegeben, allerdings beeinflussen die Dynamikkoeffizienten (aufgrund äußerer Umstände) der externen Masse über das Kraftmessignal zusätzlich die ohnehin schwache Beobachtbarkeit. Eine explizite Fehleraussage wird nicht getroffen.

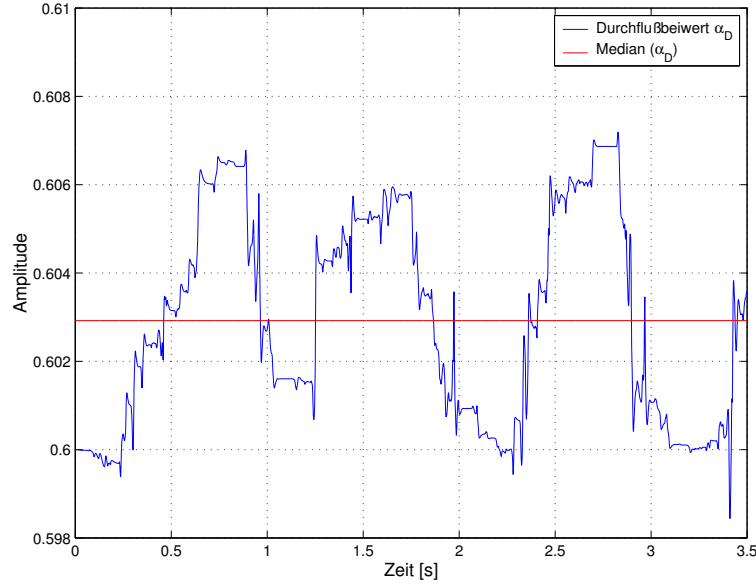
### Dichtungsversagen der Kolbendichtung

Ein Leckstrom über die Kolbenwirkfläche vermindert die Zylinderkraft sowie die Dynamik. Im Gegensatz zur Kolbenhaftkraft ist damit eine proportionale Kopplung zur Kolbengeschwindigkeit  $\dot{x}$  gegeben, eine getrennte Beobachtung daher prinzipiell möglich. Wiederrum macht jedoch das Fehlen der Kammerdrucksensoren die Entkopplung zwischen dem modellierten Leckstrombeiwert  $Q_{Li}$  und dem Durchflußkoeffizienten  $\alpha D$  des Steuerventils unmöglich.

Der zentrale Schätzparameter für das gesamte hydraulische Zylindersystem ist somit  $\alpha D$ , da sich hier neben Ventilfehlern auch Zylinderdegradationen niederschlagen. Er ist verantwortlich für das Druckniveau in den Zylinderkammern, die Zustände über die das mechanische Modell mit dem hydraulischen System verknüpft ist. Meßbare dynamische Degradation wird vom EKF daher primär in diesen Faktor hineingeschätzt, die fehlerspezifische Auftrennung ist nur in Sonderfällen wie Filterzusatz und Haftreibung des Kolbens möglich. Dies bedingt auch die hohe Adaptionsrate und Schwankungsbreite, da neben den Systemfehlern zusätzlich sämtliche Modellunsicherheiten hier hineingelegt werden.

Die Abbildung zeigt einen typischen Schätzverlauf des Parameters  $\alpha D$ . In den Bereichen hoher Zylinderbeschleunigung erfährt der Parameter die höchste Variationsrate da sich hier die Systemunsicherheiten und kleine Abweichungen in den dynamischen Zuständen signifikant auswirken. Neben dem Toleranzband der relativen Modellfehler muß zusätzlich die Variationsbandbreite des Parameters im eingeschwungenen Zustand für die unspezifische Fehlerschwelle herangezogen werden. Es gilt:

$$\Delta F_{x(eff)} = \Delta F_x + \frac{\frac{df(x,u,t)}{d\alpha D} \cdot \delta F_{\alpha D}}{max F_x} \quad (100)$$

Abbildung 40: typischer Schätzverlauf: Durchflußkoeffizient  $\alpha D$ 

Der zweite Term wird durch Einsetzen der Extremalwerte des Schätzwertes  $\widehat{\alpha D}$  in der Simulation zu 1.35% ermittelt. Die konservative Detektionsschwelle ist mit Überschreiten dieser neuen effektiven Toleranzschwelle für eine Parametervariation von  $\Delta\alpha D = 13.16\%$  erreicht.

### Leckagen: Systemintern, Extern

In diesem Fall handelt es sich um Volumenströme die die Volumenkontinuität  $\sum_i Q_i = 0$  der Kräftebilanz in den Systemgleichungen nicht gewährleisten. Da sie als parasitäre Drosseln mit turbulenter Kennlinie modelliert sind, kann das EKF sie nicht von dem Parameter  $\alpha D$  unterscheiden. Die industriellen Detektionsanforderungen liegen im Bereich von  $0.1 < Q_{Leck} < 1$  [Liter/min] in ohnehin nicht erreichbarer Genauigkeit ohne explizit meßbare Kammerdrücke. Für diese Fehler kann die Diagnose keine spezifische Fehleraussage treffen.

## 14.6 Stabilisierungsmaßnahmen

Hauptursache für Filterdivergenz ist die Instabilität der Jakobimatrix  $\underline{F}$  des als stabil identifizierten Systemmodells des Aktuators. Alle Eigenwerte liegen in der linken Hälfte der S-Ebene. Der I-Anteil des Hydraulikzylinders erzeugt einen Pol im Ursprung und bedingt damit eine grenzstabile Konstellation im mechanischen Zylindermodell. Wandert ein Systempol aufgrund eines fehlerhaften Filterupdates  $\underline{K} \cdot (y(t_k) - \underline{h}(\hat{x}, \underline{u}, t_k))$  in die rechte S-Halbebene, so divergiert das System im anschließenden Prädiktionsschritt  $x(t_{k+1}|t_k)$ . Die Ursache für Filterdivergenz ist daher in einer fehlerhaften Berechnung der Rückführungsmatrix  $\underline{K}$  oder eine zu starke Gewichtung gestörter Meßwerte zu suchen. An diesen Stellen setzen die in Kapitel 12 hergeleiteten Stabilisierungsmaßnahmen an. Jedes einzelne Verfahren wurde zur Beurteilung in ANSI-C programmiert und in das XEKF eingebunden. Die experimentell ermittelten Eigenschaften und die Wirksamkeit der Verfahren werden anschließend vorgestellt. Die Auswahl des geeignetsten Verfahrens zur Unterstützung der Zuverlässigkeit des XEKF wird anhand einer Entscheidungstabelle durchgeführt.

### 14.6.1 Iteration der Filtergleichungen

Prinzipiell liefert IFV bei nichtlinearen Meßgleichungen bessere Werte als das konventionelle EKF, ohne viel zusätzliche Rechenzeit zu benötigen. Meist sind die Verbesserungsmöglichkeiten selbst bei schlechten Anfangsbedingungen nach vier Iterationsschritten ausgeschöpft.

Da das vorliegende Actuatormodell jedoch keine Nichtlinearitäten in der Meßgleichung besitzt, erübrigt sich die Ergänzung des EKF mit diesem Verfahren. Aus der Iterationsformel nach Gleichung 75 folgt:

$$e(t_k, \eta_i) = \left[ y(t_k) - h(t_k, \eta_i) - H(t_k, \eta_i) (\hat{x}(t_k | t_{k-1}) - \eta_i) \right] \quad (101)$$

Aufgrund der linearen Meßgleichung ist jedoch:

$$h(t_k, \eta_i) = \underline{H} \eta_i \rightarrow e(t_k, \eta_i) = \left[ y(t_k) - \underline{H} \hat{x}(t_k | t_{k-1}) \right] \quad \text{für alle } i \quad (102)$$

Das IFV-Verfahren kann das Residuum nicht minimieren, der Filteralgorithmus entspricht dem des reinen EKF.

### 14.6.2 Iterative Minimierung der Kostenfunktion

Es handelt sich um einen rechenintensiven Algorithmus bei dem neben dem iterativen Aufsuchen des Kostenfunktionminimums zusätzlich eine Inversion der Kovarianzmatrix  $\underline{P}(t_k|t_{k-1})$  notwendig ist. Die Inversion der konstanten Meßrauschmatrix  $\underline{R}$  ist dagegen a priori möglich. Man erreicht damit einen verbesserten Schätzwert der Zustände, so daß damit die Einflüsse von Modellunsicherheiten sowie Prädiktionsfehler durch die Nichtlinearitäten der Systemmatrix reduziert werden können. Eine verfahrenstypische Vergrößerung der Kovarianzwerte gegenüber dem reinen EKF ist folgerichtig und ermöglicht eine bessere Parameteradaptation im nächsten Filterungsschritt. Die verbesserte Zustandsfilterung erlaubt eine Vergrößerung der Integrationsschrittweite um Rechenzeit für den NLC-Algorithmus zu gewinnen, wobei dadurch die Verfahrensvorteile allerdings wieder eingeschränkt würden. Insgesamt eignet er sich sehr gut zur Kompensation von Nichtlinearitäten, reduziert jedoch durch seinen numerischen Aufwand die maximale Modellordnung von 22 auf nur noch 18.

Nachdem das Filter eingeschwungen ist, liefert NKV die gleichen Ergebnisse wie das konventionelle EKF ( $\alpha(t_k) \approx 1$  für  $k \rightarrow \infty$ ).

### 14.6.3 Iteration der Filter- und Prädiktionsgleichungen

In jedem Iterationsschritt werden Filterung und Prädiktion von verbesserten Startwerten  $x(t_{k-1}|t_{k-1})$  durchgeführt. Das führt zu hoher Schätzgüte und hilft zur Konvergenzverbesserung bei falschen Anfangsbedingungen sowie der Vermeidung von Divergenz während und nach schlechter Anregung.

IFPV liefert insgesamt die besten Ergebnisse bei der Fehlerkompensation. Es erfordert allerdings auch viel zusätzliche Rechenzeit ( $T_{IFPV} = n \cdot T_{EKF}$  mit  $n$  = Anzahl der Iterationsschleifen), die aber nur bei wirklich vorhandenen Linearisierungsfehlern benötigt wird. Ansonsten reduziert sich IFPV bei einmaligem Durchlauf auf das konventionelle EKF.

IFPV sorgt bei schlechten Anfangsbedingungen für sehr schnelle Konvergenz. Nach mehr als drei Iterationsdurchläufen erkennt man kaum noch Verbesserungen, so daß neben  $\epsilon$  als Abbruchkriterium auch die Anzahl der Iterationen begrenzt werden kann.

Insbesondere wegen der guten Anfangskonvergenz sollte IFPV bei unsicheren An-

fangswerten eingesetzt werden. Bei der Parameterschätzung bringt es im eingeschwungenen Zustand kaum Verbesserungen im Vergleich zum konventionellen EKF, was bei stärkeren Nichtlinearitäten anders sein könnte. Die Divergenzvermeidung bei schlechter Anregung sei das letzte Kriterium, warum das EKF mit den Gleichungen von IFPV ergänzt werden sollte. Bei knapper Rechenzeit könnten die zusätzlich erforderlichen Gleichungen nur bei Bedarf aufgerufen werden, so daß sich IFPV auf das konventionelle EKF reduziert.

#### 14.6.4 Zeitvariable Anpassung des Meßrauschens

RDN war das einzige Verfahren, das bei allen simulierten Anregungen Konvergenz erreichte. Weder extrem falsche Anfangsbedingungen, noch fehlende Anregung oder erhebliche Linearisierungsfehler konnten die Schätzwerte divergieren lassen. Man erkauft die guten Konvergenzeigenschaften jedoch mit größeren Kovarianzwerten und relativ langsamer Konvergenz. Die Besonderheit des Verfahrens liegt darin, daß es bei kritischen Fällen die Kovarianzen der Meßwerte sehr schnell aufdrehen kann (vgl. Gl. 92) und dadurch nicht gezwungen ist, die Residuen allein durch starke Änderungen der Parameterwerte zu kompensieren.

Dieses Verfahren hilft besonders bei schlechter Anregung Divergenz zuverlässig zu vermeiden, da die Kovarianz des Meßrauschens proportional mit der Kovarianz der Zustände bei Anregungsausfall mitwächst. Es ist kaum zusätzliche Rechenzeit erforderlich, und es eignet sich somit besonders für die Diagnose.

#### 14.6.5 Zeitexponentielle Gewichtung der Filterwerte

Durch den exponentiellen Vergessensfaktor wird eine hohe Adaptionrate bei auftretenden Residuen erreicht. Bei nichtlinearen Systemmodellen mit geringen Unsicherheiten und stetigen Gradientenverläufen (schwache Nichtlinearitäten) schwingt das Filter schnell ein, an Unstetigkeitsstellen wie die z. B. die Haftreibung im Umkehrpunkt des Ventils wird das Filter allerdings sehr stark angeregt was oft zu Divergenz führt. Weiterhin fällt auf, daß beim Zylindermodell die Kovarianzen der dynamischen Zustände wesentlich stärker vergrößert werden als die der Parameter. Dadurch legt T\_EXP die Modellunsicherheiten automatisch in die Zustände und man erreicht eine nahezu vollständige Beseitigung der Residuen allerdings unter Inkaufnahme einer geringeren Parameteradaption.

Keinesfalls darf T\_EXP bei fehlender Anregung angewandt werden, um das vielfach

Kriterium	XEKF	IFV	NKV	IFPV	RDN	ZEG
NL-Kompensation	0	+	++	++	+	0
Konvergenzgeschwindigkeit	0	0	+	+	-	-
Rechenzeitbedarf (pro Iteration)	+	0	-	--	+	+
mittlerer Rechenzeitbedarf	+	0	-	--	+	+
Startwertkompensation	0	0	+	+	++	++
Filtergüte	0	0	+	++	0	0
Auswahl	0	-	+	0	++	+

Tabelle 17: Bewertung der Stabilisierungsverfahren

schnellere Anwachsen der Parameterkovarianzen zu vermeiden. Es eignet sich daher lediglich als temporäres Mittel um bei schlechten Startwerten die Konvergenz der Zustände zu verbessern.

Die Tabelle 17 faßt die Ergebnisse für die verschiedenen Stabilisierungsverfahren übersichtlich zusammen.

## 14.7 Rechenzeitbedarf

Eine Multiplikation von zwei Matrizen der Orgnung  $[m \times n]$  und  $[n \times l]$  benötigt in Assembler rechnerisch folgende Anzahl von Prozessorzyklen ( $z$ ):

$$z = ((n \cdot c_{mul} + (n - 1) \cdot c_{add} + c_{loop}) \cdot m + c_{loop}) \cdot l + c_{loop} \quad (103)$$

Die Ausführungszeiten  $c_{\dots}$  sind bei optimalem Code für  $c_{mul}, c_{add}$  theoretisch ein Zyklus. Da oft jedoch die Befehlspipeline nicht optimal gefüllt, oder auf die Variablen im direkten Addressierungsmodus zugegriffen werden kann, ist eine realistischere Annahme:  $c_{mul} = 3, c_{add} = 3$ . Der CPU Overhead durch die Schleifenberechnung wird in der Literatur (vgl. [Kru98]) mit  $c_{loop} = 15$  für Assemblercode angenommen. Hierin sind die Berechnung des Schleifencounters, die Addressoperation bei Rücksprung, das Inkrement des Loopcounters und die Evaluisierung der Abbruchbedingung mit berücksichtigt. Für eine  $[15 \times 15]$  Matrixmultiplikation ergibt sich eine theoretische Berechnungsdauer bei einem Prozessortakt von  $1GHz$  zu  $23.19\mu s$ . Wird der Multiplikationsalgorithmus in einer Funktion eingebettet so muß die Ein- und Ausprungzeit in die Routine ebenfalls berücksichtigt werden. Für den Alpha-Prozessor wird ein Bedarf von etwa 100 Zyklen für das Speichern der Registerinhalte auf den Stack und der Sprung in die Subroutine bei Funktionsaufruf sowie das Übergeben des Funktionswertes, der Rücksprung und das Laden der Stackdaten bei Rücksprung angenommen. Die Rechenzeit beläuft sich damit auf rechnerisch  $23.29\mu s$ . Hingegen ergibt sich für den mit dem axp1004 Compiler compilierten C-Code eine gemessene Ausführungszeit von  $106.74\mu s$  (siehe Tabelle 18).

Schon bei der Erstellung des C-Codes wurden dabei zur Erreichung eines laufzeit-optimierten Codes folgende Punkte berücksichtigt:

- Variablendeklaration: Um zu verhindern, daß der Compiler bei lokalen Funktionsvariablen Datenspeicher dynamisch anlegt werden alle erforderlichen Datenfelder global deklariert.
- Funktionen: Schachtelung von Funktionen werden ebenso wie rekursive Funktionsaufrufe vermieden. Routinen mit geringem numerischen Aufwand und nur je einmal aufgerufene Routinen werden aufgelöst.
- Übergabeparameter: Werden die Funktionsparameter als Speicherinhalte übergeben (call by value) legt die Funktion dynamische Speichervariablen an, besser ist daher der Aufruf mit der Speicheradresse des Parameters (call by reference).



Tabelle 18 zeigt die erreichten Execution-Times unter Verwendung des Zeitoptimierungsflags des generischen Axp1004 C-Compilers.

Prozessor	Task	Zykluszeit [ $\mu s$ ]
Master	Aktuatorregelung	81.7
Master	Überwachungsebene	31.7
Slave	Matrixinversion [7x7]	15.09
Slave	Matrixinversion [15x15]	91.06
Slave	Matrixinversion [22x22]	294.67
Slave	Matrixmultiplikation [7x7]	21.63
Slave	Matrixmultiplikation [15x15]	106.74
Slave	Matrixmultiplikation [22x22]	322.52
Slave	Messgleichung (N=7)	.37
Slave	Systemgleichung (N=15)	9.52
Slave	numerische Integration (N=15)	0.63
Slave	Jakobi-Meßmatrix [7x7]	2.35
Slave	Jakobi-Systemmatrix [15x15]	13.85
Slave	EKF (N=18)	765
Slave	XEKF (N=13/5)	531.4
Slave	EKF (N=22)	1749.3 *
Slave	EKF Filterung	642.5
Slave	EKF Prädiktion	1056.8
Slave	XEKF (N=15/7)	864.45
Slave	XEKF Parameterfilterung	73.04
Slave	XEKF Zustandsfilterung	267.85
Slave	XEKF Prädiktion	523.56

Tabelle 18: Meßwerte der Prozeßzykluszeiten

\*) nicht in Echtzeit ausführbar

Ziel der Arbeit ist der Vergleich des Zeitgewinns durch Verfahrensauftrennung mit dem XEKF gegenüber dem konventionellen EKF. Daher wurde auf eine Assemblerprogrammierung der Matrizenarithmetik verzichtet, obwohl der suboptimale C-Compilercode den theoretisch erreichbaren Zeitgewinn verfälscht. Während das EKF mit 21 Funktionsaufrufen auskommt, benötigt das XEKF 38 aufgrund der zusätzlichen Parameterfilterung sowie der Berechnung des absoluten Filtergradienten, der große Funktions-Overhead muß gegen die schnellere Arithmetik aufgerechnet werden. Trotzdem ergibt sich für ein Modell der Ordnung 22 ein Zeitvorteil des Faktors  $2.0236 \approx 2.0$  für den XEKF.

---

## 15 Zusammenfassung und Ausblick

Zunehmender Kostendruck bezüglich Standzeiten und Wartung von Flugzeugen erfordert ein Überdenken der Wartungs- bzw. Instandhaltungsmethodik. Im Rahmen der Untersuchungen zur Übertragung eines „maintenance-on-condition“ Konzepts auf elektrohydraulische Stellglieder im primären Funktionspfad der Flugsteuerung wurden in der vorliegenden Arbeit folgende zentrale Punkte betrachtet.

- **Systemumgebung:** Die Systemumgebung besteht aus der Struktur der FCC und ihren Sicherheitsanforderungen an die Subsysteme. Hier mußten konzeptverträgliche Schnittstellen zur Einbettung der analytischen Aktuatordiagnose im Rahmen des Pre-/Postflightchecks gefunden werden. In der vorliegenden Arbeit wurden daher zur Aktuatordiagnose einzig die Primärsensoren verwendet. In das Sicherheitskonzept des Aktuators inklusive Elektronik wird dadurch nicht eingegriffen. Erst in einer zweiten Ausbaustufe kann man durch Anbringung passiver Sekundärsensoren und separater Meßwandler die Diagnose tiefe steigern. Da der Diagnosealgorithmus zu Laufzeiten keinen Eingriff in den FCC-Prozeß vornimmt und die externe Diagnosehardware während der eigentlichen Missionsdurchführung abgeschaltet bleibt, läßt sich das entwickelte System mit geringem Aufwand in ein Flugzeug integrieren. Die Evaluation der Diagnose erfolgte durch Applikation auf einem dSpace DS1003-DS1004 Multiprozessorsystem. Dieses System besitzt eine starke Übereinstimmung mit der derzeitigen FCC/ACU Topologie für den Aktuator, die Ergebnisse sind daher repräsentativ und auf die Realität übertragbar. Die Softwareentwicklung wurde in ANSI-C Standard als MATLAB/SIMULINK C-Funktionsblock durchgeführt.
- **Prozeß:** Nur physikalische Prozeßparameter führen direkt zu eindeutigen Fehleraussagen ohne zusätzliches Postprozessing (Klassifikation). Für die Diagnose des gesamten Aktuators wird ein Zustandsraummodell der Ordnung 22 benötigt, wobei zu den 15 dynamischen Systemzuständen 7 diagnosespezifische Parameter eingesetzt werden. Für das elektrische sowie die mechanischen Aktuatorteilmodelle läßt sich die Dynamik bis auf 3% Restfehler abbilden. Die hydraulischen Teilsysteme weisen aufgrund instationärer Unsicherheiten Modellabweichungen bis 14% auf. Da das elektrische quadruplexredundante Spulensystem sehr gut mit dem bestehenden Voter-/Monitoringkonzept der Actuator-Control-Electronic überwacht werden kann, wird dieser Teilbereich von der Diagnose ausgespart. Hauptaugenmerk liegt auf der Detektion von

Systemdegradationen im magnetischen sowie mechanischen DDV-System, da diese Fehler den größten Einfluß auf die Aktuatorperformance besitzen. Zudem ermöglichen die Modellparameter dieses Teilsystems eine hohe spezifische Fehlerdifferenzierung und Beobachtbarkeit auf, so daß hier eine sehr hohe Diagnosesiefe erreicht wird. Das duplexredundante hydraulische Teilmodell dagegen weist aufgrund des Fehlens von Kammerdrucksensoren hohe Modellunsicherheiten und damit einhergehend hohe Detektionsschwellen. Die Prozeßparameter sind nicht unabhängig beobachtbar, eine Fehlerklassifikation ist daher oftmals unmöglich.

- Methodik: Das Erweiterte-Kalman-Filter (EKF) ist das am besten geeignete Verfahren zur Parameterschätzung bei nichtlinearen Zustandsgleichung unter Vorhandensein von Meß- und Systemrauschen. Der hohe numerische Aufwand schränkt jedoch die Echtzeitfähigkeit bzw. die Systemordnung bei hochdynamischen Prozessen erheblich ein.

In der vorliegenden Arbeit konnte nachgewiesen werden, daß durch eine Auftrennung des EKF in explizite Zustands- und Parameter-EKF eine Performancesteigerung um 100% erreicht wird. Ergebnis ist dann ein neues Diagnoseverfahren (XEKF), das durch Verwendung des totalen Gradienten für die Parametervariation und dem Austausch der jeweiligen Schätzwerten  $\underline{x}(t_k|t_k)$  und  $\underline{\theta}(t_k|t_k)$  nach dem Filterungsschritt ohne Verlust an Genauigkeit die selben Schätzwerte liefert wie das Standard-EKF.

Für den experimentellen Nachweis wurden sowohl das EKF sowie das XEKF in ANSI-C programmiert und mittels AXP1004 Compiler auf den DS1004 Alpha-Prozessor portiert. Der Performance-Nachweis erfolgte mittels vergleichende Laufzeitmessungen der Echtzeit-Applikationen.

Eine Programmierung des XEKF-Codes in Assembler läßt bei Implementation einer laufzeitoptimierten Matrix-Inversionsroutine sogar eine Leistungssteigerung des Faktors 4 gegenüber dem EKF erwarten. Neben der Entwicklung des XEKF wurden in der vorliegenden Arbeit bestehende Methoden zur Verbesserung des Filtereinschwingens bei unsicheren Parameterstartwerten oder ausbleibender Systemanregung hinsichtlich Wirkung und Performance untersucht. Ausgewählt wurde dann das Verfahren der zeitadaptiven Anpassung der Kovarianzmatrix des Meßrauschens, das sich aufgrund des geringen Rechenzeitbedarfs bei ausgewogenen Stabilisierungseigenschaften auszeichnet.

Zur Beurteilung der Schätzgüte dient der Autokovarianzwert der Zustände. Der Filterprozeß wird bei Unterschreitung für die Parameter individuell fest-

gelegter Varianzschwellen abgebrochen und die Diagnoseaussage anhand der Parameterschätzwerte getroffen. Eine Fehlermeldung gibt das Diagnosesystem allerdings nur bei Überschreitung der aufgrund der Modellunsicherheiten notwendigen Fehlertoleranzschwellen aus.

Fazit: Ohne erheblichen Mehraufwand bezüglich Hardwareausrüstung der FCC läßt sich eine Onboard-Diagnose im Pre-/Postflightcheck für elektrohydraulische Aktuatoren umsetzen. Die Rechenleistung zur Berechnung des XEKF Algorithmus für ein Aktuatormodell der Ordnung 22 in Echtzeit steht mit modernen 1 GHz-DSPs selbst unter Verwendung von Hochsprachencodierung zur Verfügung. Einzig die Diagnoseaussage für das Hydraulikmodell des Aktuators muß ohne zusätzliche Kammerdrucksensoren als kritisch bewertet werden, eine visuelle Inspektion der Aktuatoren auf äußere Leckage bleibt darüberhinaus unumgänglich.

## Literatur

- [Cla89] Ron J. Patton; Paul M. Frank; Robert Clark. *Fault Diagnosis in Dynamic Systems: Theory and Application*. Prentice Hall International (UK) Ltd., NY, London, 1989.
- [D90] McLean D. *Automatic Flight Control Systems*. Prentice Hall, 1990.
- [E91] Hänsler E. *Statistische Signale*. Axel Springer Verlag, Stuttgart, 1991.
- [ea62] J.F. Blackburn et al. *Fluid Power Control*. Krausskopf-Verlag Wiesbaden, 1962.
- [ea94] D. Findeisen et al. *Ölhydraulik*. Springer-Verlag, 1994.
- [ea00] R. Patton et al. *Issues of Fault Diagnosis for Dynamic Systems*. Axel Springer Verlag, Berlin, 2000.
- [Eic99] J. Eich. *Fehlertoleranz durch Robuste Regelung am Beispiel eines redundanten elektrohydraulischen Stellantriebs*. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 1999.
- [Fag64] S. L. Fagin. Recursive Linear Regression Theory: Optimal Filter Theory: and Error Analysis of Optimal Systems. *IEEE Intern. Conv. Record*, 1964.

- [Fra94] M. Frank. Diagnoseverfahren in der Automatisierungstechnik. *at Vol. 42, No. 2*, 1994.
- [Gel74] A. Gelb. *Applied Optimal Estimation*. The MIT Press, Cambridge, Massachusetts, 1974.
- [Him67] C.R. Himmeler. *Elektrohydraulische Steuersysteme*. Krausskopf-Verlag Mainz, 1967.
- [Ise96] R. Isermann. Modellgestützte Überwachung und Fehlerdiagnose technischer Systeme. *atp Vol. 38, No. 5*, 1996.
- [J87] Beyer J. *Fehlerdetektion und Isolation (FDI) in nichtlinearen Prozessen mittels erweitertem Kalman Filter und Hypothesentests*. PhD thesis, TH Darmstadt, Fachgebiet Flugmechanik und Regelungstechnik, 1987.
- [Jak87] W. Jakobi. *Rekursive Parameteridentifikationsalgorithmen für stochastische nichtlineare Systeme*. VDI Verlag, Düsseldorf, 1987.
- [Jaz70] A. H. Jazwinsky. *Stochastic Processes and Filtering Theory*. Academic Press, New York and London, 1970.
- [Kre80] V. Krebs. *Nichtlineare Filterung*. R. Oldenbourg Verlag GmbH, München, 1980.
- [Kru98] A. Krumme. *Performance-Analyse des DEC Alpha-Chips: Moderne Compiler-Techniken zur Programmoptimierung*. Forschungszentrum Jülich GmbH, Jülich, 1998.
- [Kub93] W. Kubbat. *Prozessdatenverarbeitung Teil II*. TUD, Darmstadt, 1993.
- [LLA98] Liebherr-Lindenberg-Aerotechnik. Unveröffentlichte Unterlagen zum Projekt IFAR/FCS Konzeptphase 3. *LLI, Technischer Bericht TB-1962*, 1998.
- [Mai00] T. Maier. *Techniken und Werkzeuge für die Gewährleistung funktionaler Sicherheit von Software in technischen Systemen*. Copy Druck Ziegler, Stuttgart, 2000.
- [MBB71] Messerschmitt-Bölkow-Blohm. *Technische Zuverlässigkeit*. Springer Verlag, Heidelberg, 1971.
- [Mey82] A. Meyna. *Einführung in die Sicherheitstheorie*. Carl Hanser Verlag, München, 1982.

- [NM98] Nord-Micro. Unveröffentlichte Unterlagen zum Projekt AT-2000 FCS u.UCS. *DASA, interner Bericht*, 1998.
- [Osd99] S. Osder. Practical View of Redundancy Management: Application and Theory. *Journal of Guidance, Control, and Dynamics*, NO. 1, VOL. 22, 1999.
- [Pak99] M. Pakszies. Moderne Konzepte in der Strahltriebwerkswartung, freigegebene Gesprächsnotizen. *Lufthansa-Technik GmbH Frankfurt*, 1999.
- [Pat94] Ron J. Patton. Robust model- based fault diagnosis: The state of the art. In *Fault Detection, Supervision and Safety for Technical Processes*. IFAC Fault Detection, Supervision and Safety for Technical Processes, Espoo, Finnland, 1994.
- [Pra00] R. W. Pratt. *Flight Control Systems*. AIAA, 2000.
- [R] Oehler R. Echtzeitfehlererkennung für einen CCV-Aktuator (unveröffentlichtes Manuskript einer Dissertation am FG Flugmechanik und Regelungstechnik). THD.
- [R95] Kress R. *Echtzeitdiagnose für einen redundanten elektrohydraulischen Stellantrieb mit einem digitalen Signalprozessor DSP96002*. PhD thesis, TH Darmstadt, Fachgebiet Flugmechanik und Regelungstechnik, 1995.
- [R02] Kress R. *Wartungsdiagnose für einen redundanten elektrohydraulischen Stellantrieb*. PhD thesis, TH Darmstadt, Fachgebiet Flugmechanik und Regelungstechnik, 2002.
- [Ray92] D. P. Raymer. *Aircraft Design: A Conceptual Approach*. AIAA, Washington, 1992.
- [RD97] M. Boutayeb; H. Rafaralahy and M. Darouach. Convergence Analysis of the Extended Kalman Filter Used as an Observer for Nonlinear Deterministic Discrete-Time Systems. *IEEE Transactions on Automatic Control*, VOL. 42, NO. 4, 1997.
- [Res97] OKI Scientific Research. Nonlinearity-Compensation Extended Kalman Filter and Its Application to Target Motion Analysis. *Oki Electric Industry Co., Ltd.*, NO. 159, VOL. 63, 1997.
- [Sig91] H. Sigloch. *Technische Fluidmechanik*. VDI-Verlag GmbH, 1991.

- [S.p98] Magnaghi Aerospace S.p.A. Unveröffentlichter Full Failure Mode Effects and Criticality Analysis Report, QD-1014-19. *LLI, technischer Bericht*, 1998.
- [U96] Klingauf U. *Untersuchung der Systemdynamik eines fehlertoleranten elektrohydraulischen Stellantriebs mit Direct- Drive- Ventil (DDV)*. VDI Verlag (Deutschland) GmbH, Düsseldorf, 1996.
- [uGL90] B. Bertsche u. G. Lechner. *Zuverlässigkeit im Maschinenbau: Ermittlung von Bauteil- und System-Zuverlässigkeiten*. Springer Verlag, Berlin, 1990.
- [uPF84] F. Beichelt u. P. Franken. *Zuverlässigkeit und Instandhaltung: Mathematische Methoden*. Carl Hanser Verlag, München, 1984.
- [Wel96] F. Weller. *Numerische Mathematik für Ingenieure und Naturwissenschaftler*. Vieweg Verlag, Wiesbaden, 1996.
- [Wün90] Jürgen Wünnenberg. *Observer-Based Fault Detection in Dynamic Systems*. VDI Verlag (Deutschland) GmbH, Düsseldorf, 1990.





## Wissenschaftlicher Werdegang des Verfassers:

- 1988-1994 Studium der Elektrotechnik an der TU-Darmstadt (ehemals: TH-Darmstadt), Fachgebiet: Elektromechanische Konstruktionen (EMK)
- 1995-2001 Dissertation an der TU-Darmstadt, Fachgebiet: Flugsysteme und Regelungstechnik (ehemals: Flugmechanik und Regelungstechnik)
- ab 2002 Selbständig

